



TITLE:

繰返し荷重を受ける鋼構造物の弾
塑性変形性状ならびに崩壊性状に
関する研究(Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

辻, 文三

CITATION:

辻, 文三. 繰返し荷重を受ける鋼構造物の弾塑性変形性状ならびに崩壊
性状に関する研究. 京都大学, 1985, 工学博士

ISSUE DATE:

1985-03-23

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r5571>

RIGHT:

新 制
工
631
京大附図

繰返し荷重を受ける鋼構造物の 弾塑性変形状ならびに 崩壊性状に関する研究

1985年1月

辻 文 三

繰返し荷重を受ける鋼構造物の
弾塑性変形状ならびに
崩壊性状に関する研究

1985年1月

辻 文 三

目 次

第1章 序論

1. 1 研究の概要	2
1. 2 本論文内容の発表リスト	8

第2章 鋼材の応力-ひずみ関係

2. 1 引っ張り・圧縮応力-ひずみ関係	1 6
2. 2 複合応力下における応力-ひずみ関係	2 8
2. 3 垂直応力とせん断応力下における応力-ひずみ関係	3 2
2. 3. 1 応力-ひずみ関係式	3 2
2. 3. 2 直列モデルによる一定垂直応力下におけるせん断応力- ひずみ関係	3 4
2. 3. 3 鋼板のせん断応力-せん断ひずみ関係	4 0
2. 4 結論	4 6

第3章 一般化応力-ひずみ関係

3. 1 曲げモーメント-曲率関係	5 0
3. 2 軸力・せん断力・曲げモーメント-軸ひずみ・せん断ひずみ ・曲率関係	7 0
3. 3 ねじりモーメント-ねじれ率関係	1 0 0
3. 4 H形鋼フランジの局部座屈挙動	1 0 7
3. 4. 1 解析モデル	1 0 7
3. 4. 2 解析結果	1 1 0

3.5 フランジの局部座屈を考慮したH形断面材要素の曲げモーメント ー曲率関係	117
3.6 結論	130
3.6.1 曲げモーメントー曲率関係	130
3.6.2 軸力・せん断力・曲げモーメントー軸ひずみ・せん断ひずみ・ 曲率関係	131
3.6.3 ねじりモーメントーねじれ率関係	132
3.6.4 フランジの局部座屈挙動	133
3.6.5 フランジの局部座屈を考慮したH形断面材要素の曲げモー メントー曲率関係	134

第4章 軸圧を受ける部材の弾塑性変形挙動

4.1 フランジの局部座屈を考慮したH形鋼柱の曲げ変形性状	138
4.1.1 解析モデル	138
4.1.2 解析結果	140
4.1.3 H形鋼柱の曲げ実験	148
4.2 H形鋼短柱の弾塑性せん断変形性状	152
4.2.1 解析モデルⅠ	152
4.2.2 解析モデルⅡ	157
4.2.3 解析結果	159
4.2.4 H形鋼柱のせん断実験	171
4.3 筋違材の弾塑性変形ならびに崩壊性状	181
4.3.1 解析モデル	182
4.3.2 解析結果	186
4.3.3 矩形断面筋違材の実験	199
4.3.4 H形断面筋違材の実験	205
4.4 結論	218
4.4.1 フランジの局部座屈を考慮したH形鋼柱の曲げ変形性状	218
4.4.2 H形鋼短柱の弾塑性せん断変形性状	218

1. 4. 3 筋違材の弾塑性変形ならびに崩壊性状	220
第5章 筋違付単位骨組の弾塑性変形ならびに崩壊挙動	
5. 1 供試体及び実験方法	225
5. 2 実験結果	228
5. 3 解析	240
5. 3. 1 解析Ⅰ	240
5. 3. 2 解析Ⅱ	244
5. 3. 3 材端に変形拘束を受ける筋違材の変形挙動	248
5. 4 考察	251
5. 5 結論	255
第6章 結論	259
参考文献	266
謝辞	282

第 1 章 序論

1. 1. 研究の概要

鋼構造物の安全性を考える上で、その弾塑性挙動、崩壊挙動を明確にしておくことは重要である。構造物または構造部材の挙動を明確にするためには、材料の構成方程式と構造物または部材のモデル化を考えている現象の把握が充分可能である程度に精密に行うことが必要である。材料の性質のうち、一般に構造物または部材の挙動に大きな影響を及ぼすと考えられるのは、ひずみ硬化、バウシニング効果、繰返し硬化（軟化）現象であると思われる。従って一軸及び比較的単純な組み合わせ応力下において、これらの現象を考慮した応力-ひずみ関係を、ある程度の繰返し回数に対しても有効なものとして決定しておく必要がある。一方構造部材の挙動は平面骨組内の要素に限っても複雑なものであり、考えられる現象を全て含んだ統一的なモデルにより、個々の現象の解析をすることも不可能ではないと思われるが、一般に膨大な計算を必要とし、また解析結果からの確かな現象の把握が困難な場合も存在する。従って現段階では、個々の挙動を特徴的に示す構造モデルを考え、個々のモデルに対して解析を行い、その対象としている現象を理解する必要がある。

2章では、一定ひずみ振巾下での軟鋼材の交番繰返し引っ張り・圧縮試験において、応力-ひずみ関係が、ひずみ振巾が小さい場合は処女曲線に対して応力が低下していく繰返し軟化現象を示し、ひずみ振巾が大きい場合には応力が増加していく繰返し硬化現象を示した後、ほぼ原点に対称な定常曲線に収束する[2.1,2.4] ことに注目し、これらの現象を簡明に示す応力-ひずみ関係モデルを提案する。このモデルは応力空間上で2つの曲面からなっている。1つは負荷曲面を示し、この曲面は繰返し硬化または軟化現象を取り入れるために、等方硬化と移動硬化の組み合わせ硬化理論に従うものである。他の1つは負荷曲面の内側にあり、定常状態に収束するための移動硬化域を規定するものである。負荷曲面の中心がこの曲面の内側を動く場合は移動硬化のみを示し、曲面上を動くときは組み合わせ硬化が生じるものとする。組み合わせ硬化が生じると、負荷曲面のみでなく内側の移動硬化域を規定する曲面も拡大し、従って繰返し载荷にともなって応力-ひずみ関係は徐々に定常状態に収束することとなる。軟鋼材の交番繰返し引っ張り・圧縮試験における定常応力-ひずみ関係の実験式[2.1] に、バウシニング効果を考慮して tri-linear 形の範囲で良好な一致を示すように、bi-linear形の応力-ひずみ関係を示す本モデルを直列結合し、それぞれの要素の等方硬化と移動硬化の割合を示

すパラメータを相当応力の線形関数として求めた。また比較的簡単な組み合わせ応力状態である一定軸圧下における鋼板のせん断実験から求めた、一定垂直応力のもとでの交番繰返しせん断応力-ひずみ関係と、この直列モデルにより計算されたせん断応力-ひずみ関係はほぼ一致し、本モデルにより一軸だけでなく、比較的単純な組み合わせ応力下における材料の挙動をほぼ正確に追跡し得ることが明かとなった。

3章では、種々の応力を受ける柱、はり要素の一般化応力-一般化ひずみ関係を求める。この一般化応力-ひずみ関係を求める際、部材断面をいくつかの点に置換した点モデルを仮定する。モデル点要素は考えている問題に応じて、その要素の近傍の応力、ひずみ挙動を集約的に示すものとする。点モデルの数を比較的少なくすることにより、計算が簡単になるだけでなく、生じている現象を際立たせることが出来、また問題によっては解析的な表現が可能な場合もあり、現象を端的に把握することが出来る。

3.1.節では、H形断面材要素の一定曲率振巾下における交番繰返し曲げモーメント-曲率関係を求める。この問題については既に多数の研究があるが、本論ではH形断面を4点モデルに仮定し、2章で求めた等方硬化と移動硬化を考慮したI-Kモデルによる応力-ひずみ関係を用いた解析と、bi-linear形の応力-ひずみ関係を用いた場合の比較を行い、材料的な繰返し硬化現象と構造的な繰返し硬化現象に注目して検討を行った。材料的な繰返し硬化がなければ、軸圧の存在による構造的な繰返し硬化現象により、曲げ抵抗は軸圧のない場合の抵抗に収束していくのに対し、I-Kモデルの場合は、材料的な繰返し硬化現象と、構造的な繰返し硬化現象が相まって、軸圧が高いほど最終的な曲げ抵抗は大きくなることを示した。しかし現実の材料では材料的なひずみ硬化現象に限界があるため、bi-linear形の応力-ひずみ関係において、応力の大きさに限界を与えた(Limiting Surface) tri-linear形の場合の、交番繰返し曲げ応力下における定常状態に対する曲げモーメント-曲率関係と、その所定曲率時の曲げモーメントを順次結んで得られる骨格曲線を解析的に求めた。その結果、応力に限界がなければ、繰返し載荷をうけた場合、軸圧と曲率の大きさに応じて変形硬化が交番塑性現象が生じるのに対して、応力の大きさに限界があれば、さらに漸増崩壊現象も生じることおよび、軸力-曲率振巾平面におけるそれぞれの現象領域を明らかにした。

3.2.節では、H形断面材要素に、軸力・せん断力・曲げモーメントが作用する場合の挙動をフランジの曲げ剛性を無視し、軸ひずみは平面保持の仮定に従い、せん断ひずみはウェブに一樣に分布すると仮定し、ウェブについては複合応力に対する応力-ひずみ関

係を用いて解析を行った。このモデルによれば、曲げが卓越する場合は、曲げ耐力は軸圧の影響を受けて軸圧が高いほど低い値を示すが、せん断が卓越する場合は、ウェブの降伏によりウェブの軸方向応力がフランジに流れるために、せん断耐力は軸圧の影響をあまり受けないことが示された。またひずみについては、材が曲げ降伏形であっても、ウェブの塑性せん断ひずみは、複合応力を受けてある程度大きくなるのに対して、せん断降伏形では、フランジが弾性応力状態にとどまっているため塑性曲率はほとんど認められず、断面の図心位置での軸ひずみの進展も小さいことが示された。ウェブが複合応力を受けて、応力-ひずみ関係が非線形となるため 3.1. 節で求めたように繰り返し載荷時における定常状態に対する応答を解析的に示すことは出来ないが、繰り返し硬化に伴う降伏状態の変化については、材料の応力-ひずみ関係が bi-linear 形と仮定し、一定軸圧下で曲げモーメントとせん断力が比例的に変動する場合について変形硬化解析を行い、初期降伏曲面と変形硬化限界における降伏曲面を比較した。この結果、変形硬化限界における降伏曲面は軸圧 0 の場合の初期降伏曲線を平行移動したものであることが明らかとなり、このことから初期せん断降伏形では繰り返し加力を受けてもせん断降伏形であるが、初期曲げ降伏形の場合には繰り返し載荷に伴いせん断降伏形に移行する場合があることおよび一定軸圧下における繰り返し曲げせん断挙動は軸圧の大きさにかかわらず軸圧 0 の場合の挙動に収束していくことが予想されることが示された。

3.3. 節では、矩形板要素のねじれ変形挙動を 10 点モデルと 3 点モデルに仮定して解析し、3 点モデルで充分正確に矩形断面板要素のねじれ変形挙動を追跡出来ることを示した。この 3 点モデルを用いて、一定軸圧の作用の下で一定ねじれ率振巾交番繰り返しねじりモーメントが作用した場合の挙動を、材料の応力-ひずみ関係を bi-linear 形と tri-linear 形 (I-K モデル) に仮定することにより解析した。軸圧が存在する場合のねじれ抵抗は、応力-ひずみ関係が bi-linear 形の場合は構造的な繰り返し硬化を示し、軸圧のない場合のねじれ抵抗値に収束するが、I-K モデルの場合は、材料的な繰り返し硬化に構造的な繰り返し硬化現象が加わり、数サイクルで軸圧が高い程大きなねじれ抵抗を示すようになることが示された。

3.4. 節では、一様な圧縮応力を受ける場合の H 形鋼フランジの局部座屈挙動を、構造物の変形解析に比較的簡単に適用可能なことを考慮して、主として曲げ抵抗する部分とねじれ抵抗する部分に分けてモデル化し、ウェブの拘束効果を無視して解析した。単調圧縮加力時では、最大耐力時のひずみの大きさ、劣化の勾配、曲げ部分とねじれ部分の軸

ひずみ分布等が実験値と同様の傾向を示し、比較的簡単な本モデルで、ほぼフランジの局部座屈挙動が追跡出来るものと思われる。また繰り返し加力下では、板要素の巾厚比が大きくなると、圧縮側での耐力が徐々に低下し、引っ張り側での剛性が低くなる復元力特性を示し、ひずみ振巾の大きさにより異なると考えられるが、ある巾厚比以下ではあまり座屈変形が進展せず、それ以上になると急速に座屈変形が進展する現象が認められた。

3.5.節では、フランジの局部座屈現象を3.4.節で求めた応力-ひずみ関係として用いることにより、H形断面材の曲げモーメント-曲率関係を、曲げ抵抗にはあまり寄与しないと考えられるウェブの劣化挙動は考慮せずに求めた。単調載加時では、フランジの巾厚比が大きくなるほど、局部座屈による劣化現象が生じ、最大耐力時の曲率は巾厚比が大きいほど、また軸圧比が大きいほど小さくなっている。また繰り返し加力を受ける場合は、フランジの巾厚比によりループの形が異なり、巾厚比が大きい場合は第1サイクルでは不安定なループを示し、第2サイクル以降は耐力が低下した位置で安定な紡錘形のループを示すようになる。局部座屈を考慮していない場合の曲げモーメント-曲率関係と比較すると、局部座屈による耐力低下の割合は、板要素の巾厚比と、軸圧比が大きいほど大きくなっている。材の軸方向ひずみは、軸圧のない場合は巾厚比の影響を大きく受け、巾厚比が大きいほど大きな値を示すが、軸圧が存在する場合は軸圧の影響が大きいことが示された。またウェブのひずみ硬化係数を低下させた場合の解析と比較すると、ウェブの抵抗が少ない場合は、最大耐力時の変形、最大耐力以降の劣化が大きくなり、断面の図心位置での軸ひずみの進展が大きくなることが示された。このことより曲げ抵抗は小さいウェブの局部座屈現象が材全体の軸方向ひずみを増大させ、フランジの劣化挙動を増幅させることとなり、崩壊挙動を追跡する上でウェブの局部座屈挙動を考慮することが重要であることが明らかとなった。

4章では、部材の変形挙動を検討する。4.1.節では3.5.節で求めた局部座屈を考慮した曲げモーメント-曲率関係を柱の局部座屈部分に適用して、片持ち柱の変形挙動を解析した。全体的な挙動は軸力が存在する場合、柱としての不安定現象が生じるが、ほぼ3.5.節で得られた結果から予測出来る結果である。フランジの局部座屈がない場合、降伏領域は繰り返し載荷に伴う繰り返し硬化現象により、材端部から材中央部方向に進展していくのに対して、局部座屈を考慮すると、局部座屈による劣化現象のため降伏域の進展は少なく、局部座屈部分で大きく塑性変形することが示された。単純はり形式の柱の曲げ載荷実験結果と、このモデルによる解析結果を比較すると、実験ではウェ

ブの局部座屈および面外の曲げねじれ変形が顕著であるため、解析値は劣化の初期の段階のみが追跡可能であることが示された。

4.2.節では、H形鋼短柱の曲げせん断実験で、材端部近傍の軸ひずみ分布が逆S字形を示すことに注目し、フランジの曲げ変形、ウェブの曲げおよびせん断変形を考慮したモデルを提案し、比較的材長の短い柱の変形解析を行った。柱形H形鋼で、標準的なウェブとフランジの面積比が 2:3 の場合、軸圧の大きさによりやや異なるがせん断スパン比 $L/H=6 \sim 4$ で曲げ降伏形とせん断降伏形に分かれた。せん断降伏形の場合は曲げ降伏形と異なり、軸力による軸方向応力がウェブの降伏に伴いフランジに流れるため、せん断耐力は軸圧の影響をあまり受けないことが示された。 L/H が小さければ、フランジの枠組み効果は大きい、 L/H が大きくなると枠組み効果はほとんど問題にならなくなり $L/h=6$ の場合には、フランジの枠組みの効果を無視した場合の解析結果とほぼ同一の結果が得られた。荷重-変形関係のループはいずれも紡錘形の安定したものであり、繰返し硬化を示すためせん断耐力が増大し初期には曲げ降伏形であっても、せん断降伏形に移行する場合もある。せん断降伏形を示す短柱では、軸ひずみがあまり大きくならないため、ウェブの座屈がなければフランジに局部座屈が生じ難くなり安定した変形挙動を示すことが予想される。フランジの枠組み効果を考慮したこのモデルによる挙動は、複曲率曲げせん断を受けるH形鋼短柱の実験結果とも良く一致しており、このモデルで比較的材長の短いH形鋼柱のせん断変形挙動を追究することが可能であることが明かとなった。

4.3.節では、矩形断面筋違材の一定変位振巾交番繰返し載荷実験ならびに板要素の巾厚比と、材の細長比を変化させたH形鋼筋違材の単調圧縮および漸増変位振巾交番繰返し載荷実験を行い、それらパラメーターの変化に伴う筋違材の復元力特性、崩壊過程について検討した。また筋違材を材長、材せい方向にいくつかの要素に分割し、バウシinger効果と繰返し硬化を考慮した応力-ひずみ関係を用いて数値解析を行い、材の復元力だけでなく、材の塑性域の進展や、材中央部における応力、ひずみ履歴にも注目して考察した。細長比により筋違材の復元力特性が異なることはよく知られている。圧縮力を受ける側では、初期の座屈後一般に不安定な釣合を示すが、繰返し載荷に伴い材料のバウシinger効果と元たわみにより圧縮耐力が低下し、不安定性はそれほど顕著でなくなる。また引っ張り側では、座屈変形に伴い軸方向剛性が低下し、細長比の大きい材ほどスリップ形のループを示すようになる。材中央部における最外縁要素のひずみ履歴を見ると、断面形、細長比、変位履歴により異なるが、一般に細長比が小さいほど圧縮、引っ

張り側とも大きなひずみを示し、繰返し載荷時ではひずみの変動巾も大きいことが示された。 矩形断面筋違材の実験は、比較的変位振巾の小さい領域で行われており、その変形性状は、断面を3点モデルに仮定した解析値とほぼ一致している。 またH形断面筋違材の実験による崩壊過程をみると、細長比、板要素の巾厚比がやや小さい材では、局部座屈が比較的早期に生じ、その部分から亀裂が発生し、破断するのに対して、細長比が大きく巾厚比が極めて小さい材では局部座屈は生じず、応力集中の大きい材端部より疲労亀裂が進展し破断に至っている。 この崩壊の初期の現象については上述のひずみ履歴の解析の結果を考慮することにより類推することが可能であると思われる。 H形断面筋違材の破断時の平均的な軸ひずみは本実験の範囲では、細長比、板要素の巾厚比にかかわらずほぼ一定で 2.5~3.0 %と小さく、劣化を含む筋違材の破断時の変形は小さいものであることが示された。

第5章では、横力分担率の大きな対角筋違を有する筋違付骨組の変形、崩壊性状を調べるため、H形断面材からなる単位骨組の一定水平変位振巾および漸増変位振巾交番繰返し載荷実験を行い、その復元力特性と崩壊過程を検討した。 筋違材の細長比は小さいものであり、板要素の巾厚比を2種類に変化させている。 復元力は一定変位振巾実験の場合、筋違圧縮側、引っ張り側ともに徐々に耐力が低下し、紡錘形のループを示すようになるが、漸増変位振巾実験では筋違引っ張り時にスリップ形のループを示し、ほぼ一定の耐力を示す。 崩壊形についてみると、筋違板要素の巾厚比が極めて小さい場合は、局部座屈が生じず、応力集中の大きな材端部から亀裂が発生するのに対して、巾厚比のやや小さい場合は、局部座屈変形の大きな材中央部に亀裂が発生し損傷が大きくなっている。 周辺骨組は、横力分担率の大きい筋違を有する場合ほど軸力が大きくなるため、局部座屈、亀裂が早期に発生し、柱の軸方向変形も大きくなっている。 一定変位振巾実験と漸増変位振巾実験を比較すれば、柱、はり材と筋違材の変形、崩壊のメカニズムが異なるため、漸増変位振巾実験では、最終的に筋違材の損傷が大きく、一定変位振巾実験では周辺骨組の損傷が大きいことが示された。 また解析結果によれば、本実験のように筋違材の剛性、耐力が大きい場合は、筋違材と周辺骨組の相互作用が大きく、骨組全体を一体的に解析する必要があることが明かとなった。

1. 2. 本論文内容の発表リスト

第2章 鋼材の応力-ひずみ関係

1. 山田稔、辻文三：Baushinger モデル，日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和48年6月、pp.161-164.
2. Yamada, M., Tsuji, B. and Murazumi, Y.: Elasto-plastic Cyclic Horizontal Sway Behavior of Wide Flange Unit Rigid Frames Subjected to Constant Vertical Loads, IABSE Symposium, Vol.12, Sep. 1973, Lisboa, PP.151-156.
3. 山田稔、辻文三：等方+移動硬化モデルによる鋼材の応力-ひずみ関係、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和53年5月、pp.253-256.
4. 山田稔、辻文三：鋼材の応力-ひずみ関係（Ⅰ：等方硬化+移動硬化モデル）、日本建築学会論文報告集、第270号、昭和53年8月、pp.17-22.
5. 山田稔、辻文三：鋼材の応力-ひずみ関係（Ⅱ：移動硬化+等方硬化・軟化モデル）日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和53年9月、pp.1177-1178.
6. 山田稔、辻文三：鋼材の応力-ひずみ関係（Ⅲ：等方硬化+移動硬化モデル-2）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和54年9月、pp.1173-1174.
7. 山田稔、辻文三、藤井重保、川中周一：鋼板の τ - γ 関係に関する研究（Ⅴ：定ひずみ振巾交番繰り返し載荷）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和53年9月、pp.1179-1180.
8. 山田稔、辻文三、大久保宏司：鋼板の τ - γ 関係に関する研究（Ⅵ：繰り返し交番載荷-SS41）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9月、pp.1127-1128.

3章 一般化応力-ひずみ関係

1. 山田稔、辻文三：H形断面材の変形硬化解析、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和46年11月、pp.367-368.
2. 山田稔、辻文三：H形断面材の変形硬化解析（Ⅱ）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和50年6月、pp.161-164.
3. 山田稔、辻文三：ハイブリッド断面材の変形硬化解析、日本建築学会近畿支部研究報

告集、昭和52年5月、pp.289-292.

4. Yamada, M. and Tsuji, B.: Behavior of Hybrid Beam-Columns under Cyclic Loading, 10th Congress IABSE, Final Report, Sep. 1976, pp.325-328.
5. 山田稔、辻文三、三村裕一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形状に関する研究（Ⅲ：解析－単調載荷）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和49年6月、pp.141-144.
6. 山田稔、辻文三、三村裕一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形状に関する研究（Ⅳ：解析－繰り返し載荷）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和50年10月、pp.819-920.
7. 山田稔、辻文三：H形鋼フランジの局部座屈挙動に関する研究（Ⅰ：解析）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和49年6月、pp.149-152.
8. 山田稔、辻文三：H形鋼フランジの局部座屈挙動に関する研究（ウェブの拘束効果）日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和51年6月、pp.177-180.
9. 辻文三：H形鋼フランジの局部座屈挙動に関する研究（Ⅲ：単調及び交番繰り返し載荷時の挙動）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和57年10月、pp.1911-1912
10. 辻文三：フランジの局部座屈を考慮したH形断面材の曲げモーメント－曲率関係（Ⅰ：単調載荷時の解析）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和57年6月、pp.209-212.
11. 辻文三：H形鋼柱の弾塑性ねじれ変形状に関する研究（Ⅰ：単調載荷時のねじれ変形状）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1335-1336

4章 軸圧を受ける部材の弾塑性変形挙動

1. 山田稔、辻文三、山口修一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性曲げ変形状に関する研究（Ⅵ：低軸圧域における定変位振巾交番繰り返し曲げ）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和54年6月、pp.269-272.
2. 山田稔、辻文三、山口修一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性曲げ変形状に関する研究（Ⅶ：フランジの局部座屈を考慮した変形解析と実験結果の比較検討）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和56年9月、pp.2067-2068.
3. 山田稔、辻文三、林敏行：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形状に関する研

- 究（Ⅱ：Shear Span Ratio M/Qh の影響）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和47年10月、pp.1343-1344.
4. 山田稔、辻文三、藤井重保：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究（Ⅸ：定変位振巾交番繰り返し載荷）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和52年10月、pp.1407-1408.
5. 山田稔、辻文三、藤井重保：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究（Ⅹ：定変位振巾交番繰り返し載荷）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和53年9月、pp.1369-1370.
6. 辻文三：H形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究（Ⅰ：単調載荷時の挙動）日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和58年6月、pp.197-200.
7. 辻文三：H形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究（Ⅱ：繰り返し載荷時の挙動）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9月、pp.1333-1334.
8. 辻文三、橋村徹：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性変形性状及び崩壊性状に関する研究（Ⅰ：せん断スパン比 $L/H=2,4, N=0N_y$ ）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9月、pp.1347-1348.
9. 辻文三、西野孝仁、橋村徹：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性変形性状及び崩壊性状に関する研究（Ⅱ：せん断スパン比 $L/H=4, N=0.4N_y$ ）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1331-1332.
10. 山田稔、辻文三、井尻泰典：H形鋼柱の複曲率曲げせん断変形ならびに崩壊性状に関する研究（Ⅰ：交番繰り返し載荷、 $N=1/3N_y$ ）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和57年10月、pp.1925-1926.
11. 辻文三、西野孝仁、小河原信：H形鋼柱の弾塑性曲げ変形及び崩壊性状に関する研究（Ⅰ： $N/N_y=0$ ）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1339-1340.
12. 山田稔、辻文三、武田和久：繰り返し荷重を受ける鉄骨筋違付骨組の弾塑性変形性状に関する研究（Ⅰ：小型筋違モデルによる予備実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和45年9月、pp.893-894.
13. 山田稔、辻文三、武田和久：繰り返し荷重を受ける鉄骨筋違付骨組の弾塑性変形性状に関する研究（Ⅱ：小型筋違モデルによる実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和46年11月、pp.391-392.

14. 山田稔、辻文三：繰り返し軸力を受ける筋違材の弾塑性性状に関する研究（Ⅰ：解析）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和47年6月、pp.193-196.
15. 山田稔、辻文三：繰り返し軸力を受ける筋違材の弾塑性性状に関する研究（Ⅱ：解析結果と実験結果の比較）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和47年10月、pp.1321-1322.
16. 山田稔、辻文三：繰り返し軸方向力を受ける筋違材の弾塑性変形状に関する研究（Ⅰ：解析）、日本建築学会論文報告集、第205号、昭和48年3月、pp.31-35.
17. 構造標準委員会鋼構造分科会：筋違付骨組の弾塑性挙動について、Ⅰ：筋違材および筋違付き骨組に関する理論解析、辻文三、日本建築学会論文報告集、第243号、昭和51年5月、pp.63-67.
18. 山田稔、辻文三、藤野芳徳：繰り返し荷重をうける山形断面筋違材の弾塑性変形状に関する研究（Ⅰ：解析）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和56年9月、pp.2053-2054.
19. 辻文三、西野孝仁、塩雅裕：単一筋違材の弾塑性変形および崩壊性状に関する研究（Ⅰ：H形断面筋違、細長比=30）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9月、pp.1429-1430.
20. 辻文三、西野孝仁、塩雅裕：単一筋違材の弾塑性変形および崩壊性状に関する研究（Ⅱ：H形断面筋違、細長比=30, 60, 90）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1561-1562.
21. 辻文三、西野孝仁、浜口伸一：組み立て山形断面筋違材の弾塑性変形状および崩壊性状に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1295-1296.

第5章 筋違付単位骨組の弾塑性変形ならびに崩壊挙動

1. Wakabayashi, M. and Tsuji, B.: Experimental Investigation on the Behavior of Frames with and without Bracing under Horizontal Loading, Bull. Disas. Prev. Res. Inst. Kyoto Univ., Vol.16, No.112, Jan. 1967, pp.81-94.
2. Yamada, M., Tsuji, B. and Nakanishi, S.: Elasto-plastic Behavior of Braced Frames under Cyclic Horizontal Loading, Proc. 6th.WCEE, Vol.III, 1977.

pp.2778-2784.

3. 山田稔、辻文三：材端が変形拘束された筋違材の座屈挙動、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9月、pp.1393-1394.
4. 山田稔、辻文三、浅川浩司：軸圧を受けるH形鋼単位ラーメンの弱軸曲げ弾塑性変形状に関する研究（Ⅳ：定変位振巾交番繰り返し載荷）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6月、pp.357-360.
5. 山田稔、辻文三、椿本幸雄：軸圧を受ける筋違付H形鋼弱軸単位ラーメンの弾塑性変形状に関する研究（Ⅲ：定変位、漸増変位振巾交番繰り返し載荷実験）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6月、pp.425-428.
6. 山田稔、辻文三、前場知之：軸圧を受ける筋違付鉄骨単位ラーメンの弾塑性変形状に関する研究（Ⅰ：定変位振巾交番繰り返し載荷実験）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6月、pp.429-431.
7. 山田稔、辻文三、溝口義章：軸圧を受ける筋違付H形鋼弱軸単位ラーメンの弾塑性変形状に関する研究（Ⅴ）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和57年6月、pp.261-264.
8. Yamada,M., Tsuji,B. and Tsubakimoto,M. : Elasto-Plastic and Collapse Behavior of Braced Frames, Proc. 8th. WCEE, Vol.VI, 1984, PP.273-280.

第2章 鋼材の応力－ひずみ関係

2. 1. 引っ張り・圧縮応力-ひずみ関係

鋼構造物の繰返し加力下における変形挙動を解析するために、鋼材の応力-ひずみ関係を、比較的簡単でかつ変形挙動に重要な影響をおよぼすと考えられる現象を取り入れたモデルにモデル化する必要がある。ここでは、材料のひずみ硬化現象、および繰返し応力下で重要な役割を演じると考えられるバウシinger効果、繰返し軟化または繰返し硬化現象に注目する。繰返し引っ張り・圧縮応力を受ける鋼材の応力-ひずみ関係についてはいくつかの実験式やモデルが提案されている。実験式はRamberg-Osgood形の関係式で表現されているものが多く[2.1, 2.2, 2.4, 2.15]、それらはそのままの形では初めから塑性ひずみを含んでいるため、降伏関数その他の塑性法則を導くことが困難である。Masing Typeのbi-linear形、tri-linear形等、多線形型の応力-ひずみ関係は、移動硬化モデルまたは移動硬化モデルを直列または並列に結合したものであり[2.7, 2.8, 2.9, 2.20]バウシinger効果を考慮可能であるが、繰返し硬化または軟化現象は取り入れることが出来ない。一定ひずみ振巾下で繰返し応力を加えた場合、定常応力-ひずみ関係を示す移動硬化モデルと、繰返し硬化の後変形硬化してしまう等方硬化モデルの中間として、等方硬化と移動硬化の組み合わせ硬化モデルがある[2.9, 2.10, 2.18, 2.20]が、等方硬化と移動硬化の割合を一定にすると、一般的には繰返し硬化の後最終的には変形硬化するため、多数回の繰返し応力を受ける場合には適用が困難である。繰返し硬化の大きさを限定するために、負荷曲面 (loading surface) と限界曲面 (limiting surface) の2つの曲面を用い、負荷曲面が限界曲面に達すると移動硬化のみが生じるモデルも考えられるが、線形硬化を用いると、ひずみ振巾の小さい領域では、繰返し硬化が大きくなることになる。一般に負荷曲面と限界曲面の2つの曲面を用いる場合は、組み合わせ硬化理論を用いているが、ひずみ硬化係数を2つの曲面の間の距離により変化する非線形硬化を仮定しており[2.16, 2.17, 2.23]、繰返し硬化、軟化の後、原点に対称な定常応力-ひずみ関係に収束するように等方硬化と移動硬化の割合と、接線係数 (ひずみ硬化係数) を決定することは困難であると思われる。また一方向の応力-ひずみ関係を基準に、引っ張り側、圧縮側それぞれの方向に等方硬化を仮定したモデルもあるが[2.28]、一般的な組み合わせ応力に対する拡張は困難であると思われる。

本論では、軟鋼材の一定ひずみ振巾下における繰返し引っ張り・圧縮試験において、ひずみ振巾が小さい領域で繰返し軟化、ひずみ振巾が大きい領域で繰返し硬化が

生じ、最終的には原点に関して対称な定常応力-ひずみ関係に収束するという性質に注目し、初期の状態では繰返し硬化または軟化が生じる（等方硬化+移動硬化または、等方軟化+移動硬化）が、繰返し回数が増大すると定常な応力-ひずみ関係（移動硬化）に収束するという現象を、それぞれ組み合わせ硬化理論に従う降伏曲面と、移動硬化域を定める曲面の2つの曲面で表現するモデルを提案する[2.11]。また材料のバウシinger効果を取り入れるために、2つの要素を直列に結合した直列モデルを考える。線形硬化を仮定しているため、直列モデルの応力-ひずみ関係は tri-linear形となる。材料の応力-ひずみ関係は、非線形的なものであるが、多線形型に仮定することにより解析が簡単になるだけでなく、生じている現象を端的に把握することが可能になる。

Fig.2.1 に基本モデルを示す。Pragerの移動硬化モデルを修正し、等方硬化と移動硬化を結合したものにさらに移動硬化域を定める枠を考慮したものである。図に示すように、ガイドA、Bの間に枠Cがあり、Cの中央から突起D、Eが出ている。D、EはA、Bに固定された枠F、Gにはさまれている。枠C内に応力を示す点Oがある。初期状態では(a)図に示されるように、点O、枠CはガイドA、Bの中央にあり、枠F、Gの中は0である。枠Cの半巾を $\bar{\sigma}_0$ とすれば、初期降伏条件は

$$|\sigma| - \bar{\sigma}_0 = 0 \quad (2.1)$$

点Oが枠Cに当たると、塑性挙動を示す。このとき等方硬化と移動硬化が同時に生じる場合と、移動硬化のみが生じる場合がある。塑性履歴を受けた後の降伏条件は(b)図に

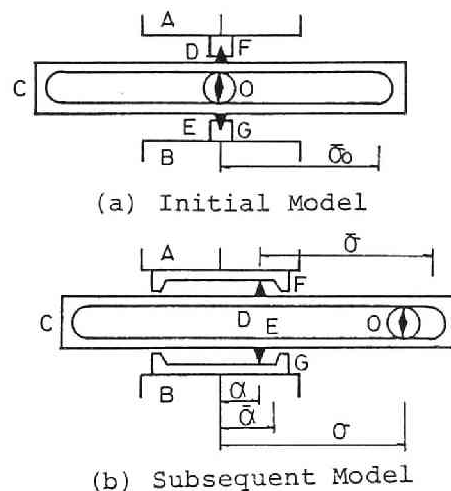


Fig.2.1. Isotropic-Kinematic Hardening Model

示すように、棒Cの半巾を $\bar{\sigma}$ 、中心の座標を α とすると

$$|\sigma - \alpha| - \bar{\sigma} = 0 \quad (2.2)$$

等方硬化と移動硬化が同時に生じる条件は、D、Eが、F、Gに当たっていることである。
棒F、Gの半巾を $\bar{\alpha}$ とすれば

$$|\alpha| - \bar{\alpha} = 0 \quad (2.3)$$

このとき応力増分 $\Delta\sigma$ と、降伏応力、棒F、Gの半巾、棒Cの中心の座標それぞれの増分 $\Delta\bar{\sigma}$ 、 $\Delta\bar{\alpha}$ 、 $\Delta\alpha$ の関係は、等方硬化の割合を示すパラメーターを β とすれば

$$\Delta\bar{\sigma} = \beta |\Delta\sigma| \quad (2.4a)$$

$$\Delta\bar{\alpha} = (1-\beta) |\Delta\sigma| \quad (2.4b)$$

$$\Delta\alpha = (1-\beta) \Delta\sigma \quad (2.4c)$$

移動硬化のみが生じるのは、点Oが棒Cに当たっているが、D、Eは棒F、Gに当たっていない場合であり

$$|\alpha| - \bar{\alpha} < 0 \quad (2.5)$$

このとき棒Cおよび棒F、Gの巾に変化はなく

$$\Delta\alpha = \Delta\sigma \quad (2.6)$$

等方硬化の割合を示すパラメーター β は、一般に0と1の間にある。 $\beta = 0$ の場合は移動硬化のみとなり、Fig.2.2の線BCDに示されるように、弾性域の大きさは、初期降伏応力 $\bar{\sigma}_0$ の2倍となる。 $\beta = 1$ のときは、等方硬化のみとなり、線BGHに示されるように、弾性域の大きさは、除荷時の応力 σ_a の2倍となる。一般には両者の中間の線BEFとなる。Fig.2.3に本モデルの応力-ひずみ関係の過程をしめす。第一サイクルのA点で、初期降伏が生じた後、等方硬化+移動硬化が生じる。このとき移動硬化域(Fig.2.1の棒F、Gの巾)が拡大するため、逆方向载荷のC点で降伏した後、F点までは、移動硬化のみが生じる。従ってF点以前にひずみの逆転が生じれば、移動硬化しか生じていないため、線DEBに示されるように前回の応力-ひずみ関係をたどることになる。

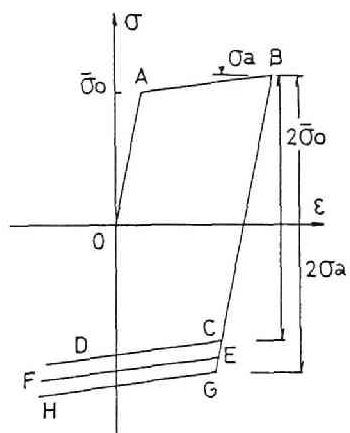


Fig. 2.2 Stress-Strain Relationship

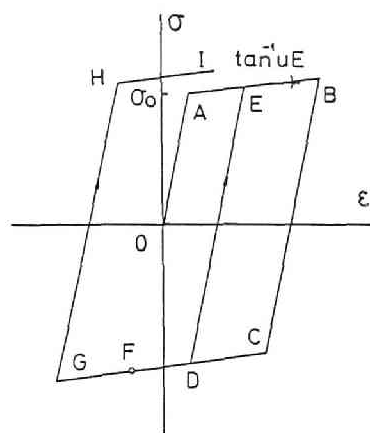


Fig. 2.3 Hardening Rule

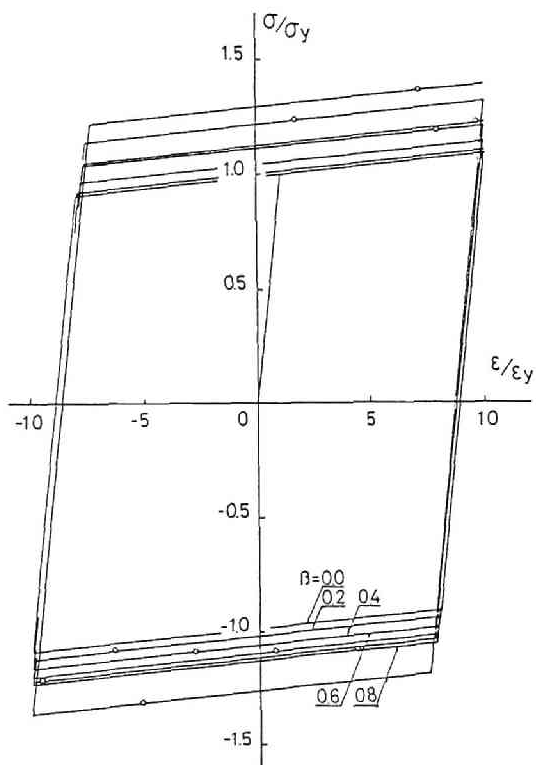


Fig. 2.4 Cyclic Stress-Strain Relationship

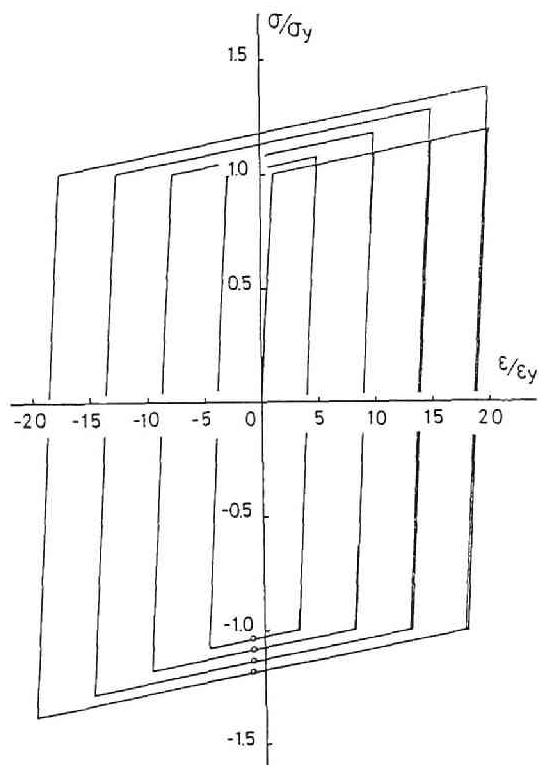


Fig. 2.5 Cyclic Stress-Strain Relationship ($\beta=0.5$)

一方F点を越えて負荷が続けば、等方硬化+移動硬化が生じ、G点でひずみの逆転が生じれば、線GHIで示されるように、前回よりも高い応力を示す。等方硬化が生じれば必ず移動硬化を定める領域が拡大し、応力-ひずみ関係は定常化に向かうこととなる。

Fig.2.4 にひずみ振巾を降伏ひずみの10倍にした場合について、 β の値を変化させた応力-ひずみ関係を示す。図中の○印は移動硬化域の限界を示す。 β が小さい領域では、2サイクルで移動硬化のみとなり、定常応力-ひずみ関係を示すが、 β が大きくなるに従って、定常状態に至るサイクル数は多くなる。 β が大きくなるほど、等方硬化の割合が大きいため、ループの拡大する割合が大きい。Fig.2.5 に $\beta=0.5$ の場合で、ひずみ振巾を変化させた場合の応力-ひずみ関係を示す。ひずみ振巾が大きくなるに従い、ループは拡大する。定常状態における所定ひずみ時の応力点を順次結んだ骨格曲線はほぼbi-linear 形となる。以上はbi-linear 形の応力-ひずみ関係でパラメータ β を一定とした場合の結果である。

現実の応力-ひずみ関係は、繰り返し応力時に注目すれば一般にRamberg-Osgood関数で近似出来るように、バウシinger効果が、bi-linear 形の移動硬化モデルで示されるよりも大きく現れ、構造物の種類によっては、このバウシinger効果により、その弾塑性挙動が大きく影響を受ける場合がある。また比較的小さなひずみ振巾(軟鋼材ではほぼ0.5%以下 [2.1])で繰り返すと繰り返し軟化が生じることも知られている。これらの現象を tri-linear 形の応力-ひずみ関係の範囲で考慮するために、Fig.2.6 に示すような挙動の異なる2要素の直列モデルを考える [2.11]。

要素 "a","b" の応力-ひずみ関係をFig.2.7 に示すようにbi-linear 形と考え、繰り返し応力時にFig.2.8 に示すような、接線係数がそれぞれ E 、 $10\mu E$ 、 μE となるようなtri-linear形の応力-ひずみ関係を示すとすれば、要素 "a","b"の第二次勾配を示す係数 μ_a 、 μ_b は次式で与えられる。

$$\mu_a = 5\mu / (1-5\mu) \quad (2.7a)$$

$$\mu_b = 5\mu / (9+5\mu) \quad (2.7b)$$

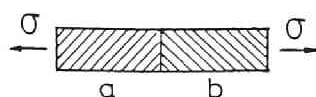


Fig.2.6 Series Model

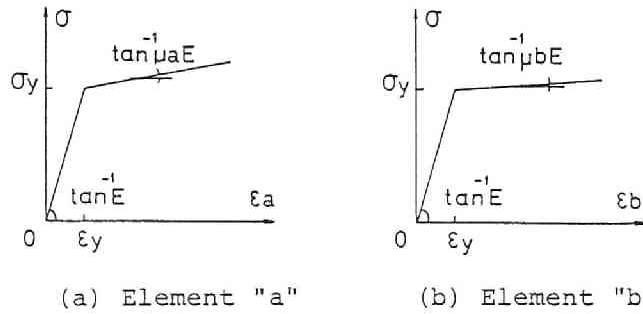


Fig.2.7 Stress-Strain Relationship

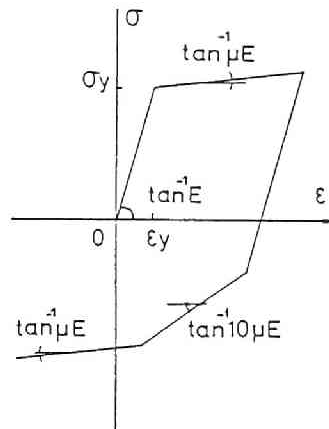


Fig.2.8 Stress-Strain Relationship

軟鋼材に対して $\mu = 0.01$ とし、tri-linearの接線係数を E 、 $0.1 E$ 、 $0.01 E$ と比較的大まかな値を用い、要素 "a"、"b" の等方硬化または軟化の割合を示すパラメター β_a 、 β_b を変化させて、出来るだけ現実の応力-ひずみ関係に近い tri-linear 形の応力-ひずみ関係を求める。軟鋼材に対する棚橋・横尾・中村等の定常状態に対する応力-ひずみ関係は、平行部を有する供試体を用いた実験結果より以下のごとく与えられている [2.1]。

骨格曲線にたいして

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \frac{\epsilon_{py}}{\epsilon_y} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (2.8a)$$

履歴曲線にたいして

$$\frac{\epsilon + \epsilon_a}{2\epsilon_y} = \frac{\sigma + \sigma_a}{2\sigma_y} + \frac{\epsilon_{py}}{\epsilon_y} \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_y} \right)^{n-n'} \left(\frac{\sigma + \sigma_a}{2\sigma_y} \right)^{n'} \quad (2.8b)$$

ただし σ_a 、 ϵ_a は、ひずみの半転点における応力およびひずみを示す。

ここで $\varepsilon_{py}=0.35\%$, $\varepsilon_y=0.15\%$, $n=5$, $n'=9$ として以下の計算をすすめる。

繰り返し軟化を示すためには、パラメータ β が負でなければならない。 Fig.2.1 のモデルでは、定ひずみ振巾交番繰り返し応力-ひずみ関係が、軟化域で原点について対称でなくなるため、ここでは Fig.2.9(b) に示すように移動硬化域を示す枠 F, G がなく、常に軟化を示すモデルを考える。 β が正の場合は、(a) 図のモデルとなる。

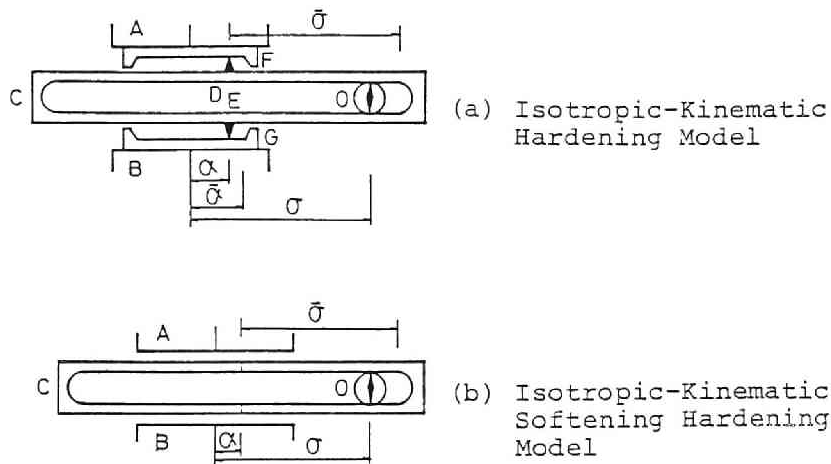


Fig.2.9

定常状態の応力-ひずみ関係が(2.8) 式とよい一致を示すように、比較的簡単な形でパラメータ β_a , β_b をそれぞれの要素の相当応力の線形関数として試行錯誤的に求めると次式で示されるようになる。

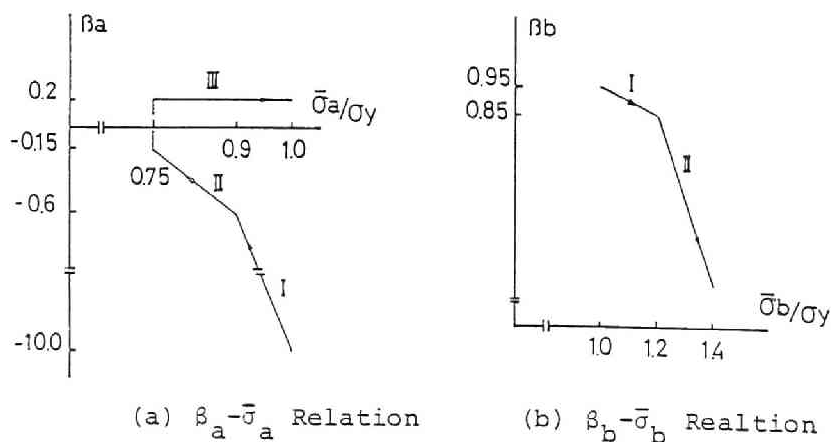


Fig.2.10

$$\text{軟化域 } \beta_{aI} = 84 - 94\bar{\sigma}_a/\sigma_Y \quad : 0.9 \leq \bar{\sigma}_a/\sigma_Y \leq 1.0 \quad (2.9a)$$

$$\beta_{aII} = 2.1 - 3\bar{\sigma}_a/\sigma_Y \quad : 0.75 \leq \bar{\sigma}_a/\sigma_Y \leq 0.9 \quad (2.9b)$$

$$\text{硬化域 } \beta_{aIII} = 0.2 \quad : 0.75 \leq \bar{\sigma}_a/\sigma_Y \quad (2.10a)$$

$$\beta_{bI} = 1.45 - 0.5\bar{\sigma}_b/\sigma_Y \quad : 1.0 \leq \bar{\sigma}_b/\sigma_Y \leq 1.2 \quad (2.10b)$$

$$\beta_{bII} = 4.45 - 3\bar{\sigma}_b/\sigma_Y \quad : 1.2 \leq \bar{\sigma}_b/\sigma_Y \quad (2.10c)$$

上式の関係を図2.10に示す。要素“a”の軟化は、図2.9(b)のモデルの棒Cの半巾 $\bar{\sigma}_a$ が $0.75\sigma_Y$ に達するまで生じ、それ以降は硬化に転じ、図2.9(a)のモデルとなる。その際軟化中に生じたと考えられる棒F、Gを有しているものとする。(2.9),(2.10)式に示されるようにパラメータ β_a, β_b を等方硬化の場合の相当応力に対応する $\bar{\sigma}_a, \bar{\sigma}_b$ の関数としており、(2.4)式に代入すると非線形となるが、(2.9),(2.10)式が $\bar{\sigma}_a, \bar{\sigma}_b$ の線形式であるため履歴に対して積分が可能であり、応力-ひずみ関係を求める際にひずみピッチを小さく選ぶ必要はない。(2.9),(2.10)式を用いた定ひずみ振巾繰り返し応力-ひずみ関係と(2.8)式の比較を図2.11, 2.12に示す。実線は本モデルによるものであり、破線は(2.8)式によるものである。本モデルは、いずれのひずみ振巾でも数サイクルでほぼ原点に対称な、定常応力-ひずみ関係に達し、tri-linearの範囲で実験式と良い一致を示す。また本モデルによる漸増ひずみ振巾交番繰り返し応力-ひずみ

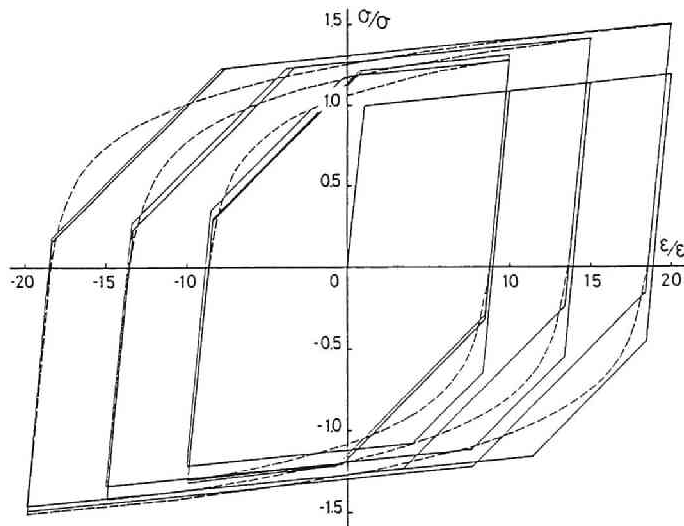


Fig.2.11 Stress-Strain Relationship

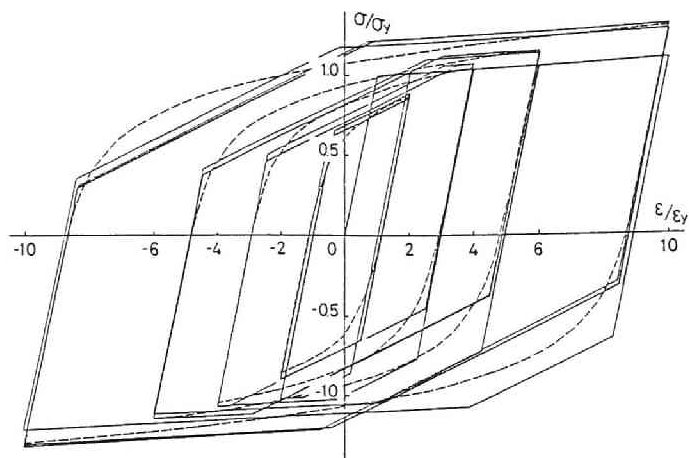


Fig.2.12 Stress-Strain Relationship

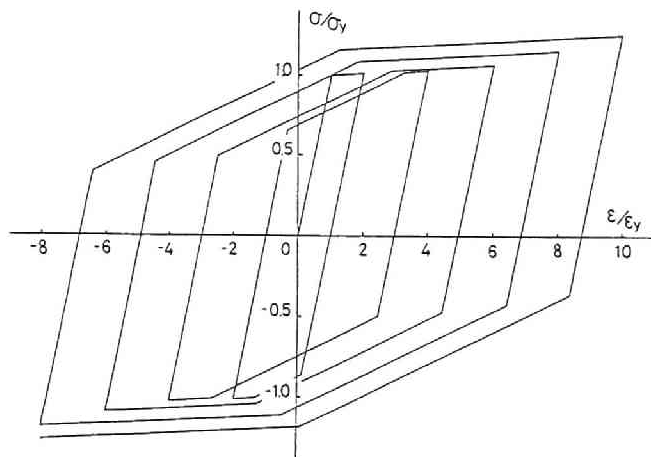


Fig.2.13 Stress-Strain Relationship

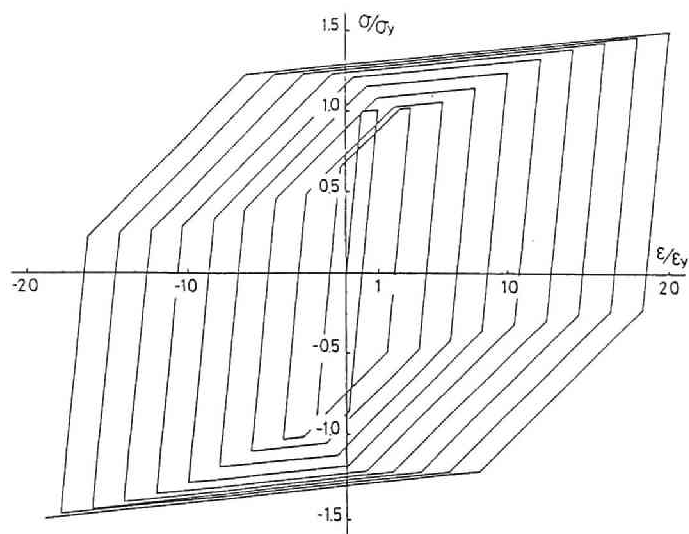


Fig.2.14 Stress-Strain Relationship

関係の例を Figs.2.13,2.14 に示す。 漸増ひずみ振巾下では小ひずみ振巾時を除いて、各载荷毎に必ず等方硬化が生じるため、前回よりも高い応力-ひずみ関係を示す。

上記モデルは、定ひずみ振巾交番繰り返し応力-ひずみ関係における定常状態の挙動を一致させるようにパラメータ β を定めており、モデルの自由度が少ないため定常応力-ひずみ関係に至るプロセスは自動的に定まってしまう。 定常状態に至る繰り返し回数は実験値 [2.1,2.4]に比してかなり少なく、従って過渡状態に対する近似に問題が残る。

過渡状態に関するモデルは、どの物理量が主たる変数になるのかを見出すことが困難であり、ほとんど提案されていない。 わずかに中村等により、種々のひずみ履歴を与えた実験結果が、履歴を含んだ Ramberg-Osgood 形の応力-ひずみ関係として表現され、はり・柱部材の実験結果との比較による検証が行われているにすぎない [2.13]。 Popov 等 [2.19] のモデルも、漸増的なひずみ振巾下での繰り返し応力時の挙動を良く追跡しているが、種々の一定ひずみ振巾下における定常化挙動については、検討を行う必要があるものと思われる。

本論では、上記モデルにさらに自由度を与え、パラメータを1つ付加することにより定常ループに至るプロセスを変化させ得るモデルを考える [2.14]。 モデルはFig.2.15に示すように、移動硬化域を規定する枠F, Gが Fig.2.1 に示すように等方的に拡大するのではなく、枠Cと同様に、移動と拡大が同時に生じるものとする。 枠F, Gの拡大の割合を示すパラメータを γ とする。 枠F, Gの半巾を $\bar{\alpha}$ とし、ガイドA, Bの中心の距離を ξ とすると、(2.4) 式は

等方硬化+移動硬化域

$$\Delta \bar{\sigma} = \beta |\Delta \sigma| \quad (2.11a)$$

$$\Delta \bar{\alpha} = (1-\beta) \gamma |\Delta \sigma| \quad (2.11b)$$

$$\Delta \alpha = (1-\beta) \Delta \sigma \quad (2.11c)$$

$$\Delta \xi = (1-\beta) (1-\gamma) \Delta \sigma \quad (2.11d)$$

Fig.2.16にパラメータ β と γ を変化させたときの、定ひずみ振巾 ($\epsilon_a/\epsilon_y=10$) 交番繰り返し応力-ひずみ関係の所定ひずみ時の応力の絶対値と繰り返し回数Wの関係を示す。 一般に β が大きく、 γ が小さいほど大きな応力値に収束する。 収束のプロセスは、繰り返し载荷の初期の段階で急速に変化し、その後は徐々に変化する。 この傾向は実験結果

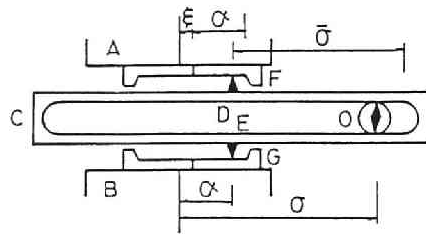


Fig.2.15 Isotropic-Kinematic Hardening Model

と同様である。 Fig.2.17に $\epsilon_a/\epsilon_y=10$ の場合について、定常状態における所定ひずみ時の応力とパラメーター β 、 γ の関係を示す。 $\gamma=1$ は Fig.2.1のモデルに対応する。

図中 () 内の数値は、ほぼ定常な応力-ひずみ関係に収束したと考えられるまでの繰返し载荷回数 W を示す。 図より同一の応力に収束するためのパラメーター β と γ の組み合わせは無限に存在するが、一般に β と γ が小さいほど収束するまでに必要な载荷回数は多くなることがわかる。

Fig.2.18は、ひずみ振巾を変化させたときの所定ひずみ時の応力と繰返し载荷回数の関係 ($\beta=0.5$, $\gamma=0.6$) を示す。 図よりひずみ振巾にかかわらずパラメーター β 、 γ の値が一定であれば、定常応力-ひずみ関係に収束するまでの繰返しサイクル数はほぼ同一であることがわかる。

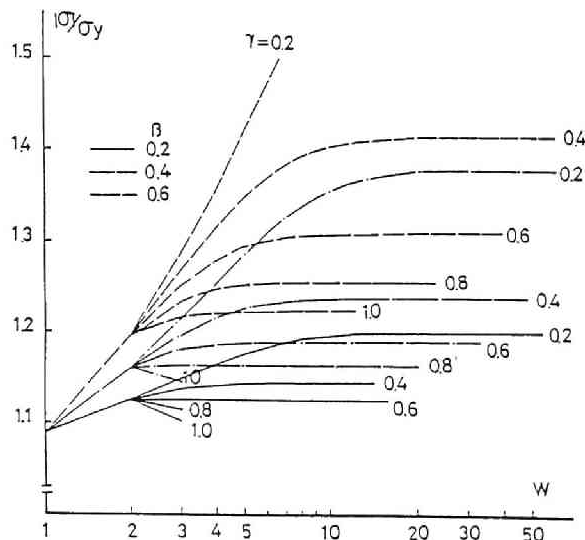


Fig.2.16 σ - W Relationship
($\epsilon_a/\epsilon_y=10$)

以上のようにパラメーター β の他に γ を導入することにより、定ひずみ振巾交番繰り返し応力-ひずみ関係における定常ループへの収束のプロセスを変化させることが可能であり、 β 、 γ を適切に評価することにより、過渡状態に対する応力-ひずみ関係を正確に追跡することが可能であると思われる。

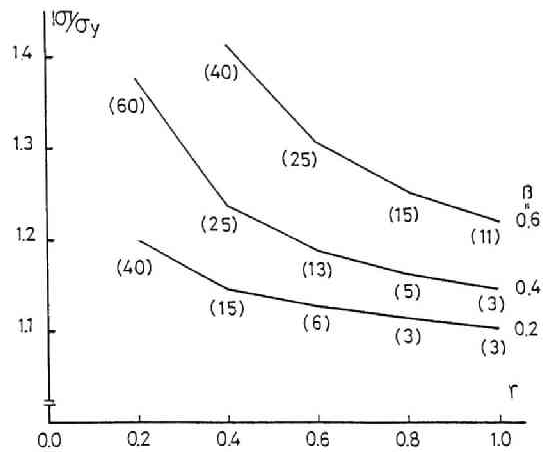


Fig.2.17 σ - W Relationship
($\epsilon_a/\epsilon_Y=10$)

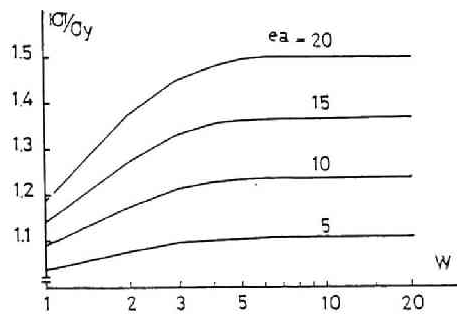


Fig.2.18 σ - W Relationship
($\beta=0.5, \gamma=0.6$)

2. 2. 複合応力下における応力-ひずみ関係

本論では、前節で用いた単純応力状態の応力-ひずみ関係モデルを複合応力状態の場合に拡張することを考える。等方硬化と移動硬化の組み合わせ硬化理論の式の展開は、移動硬化領域を定める曲面の取り扱い以外は、Ziegler[2.6]、及び田中[2.10]に従っている。

初期降伏条件は垂直応力を σ 、せん断応力を τ として、von.Mises の条件を用いれば

$$\begin{aligned} F &= (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \\ &\quad + 3\tau_{xy}^2 + 3\tau_{yz}^2 + 3\tau_{zx}^2 + 3\tau_{xz}^2 + 3\tau_{zy}^2 + 3\tau_{yx}^2 - 2\bar{\sigma}_0^2 \\ &= 0 \end{aligned} \quad (2.12)$$

塑性変形を受けた後の降伏条件は、Ziegler [2.6] に従い、降伏曲面の中心の座標を α_{ij} 、降伏曲面の半径を $\bar{\sigma}$ とすれば、

$$\begin{aligned} F &= [(\sigma_x - \alpha_x) - (\sigma_y - \alpha_y)]^2 + [(\sigma_y - \alpha_y) - (\sigma_z - \alpha_z)]^2 \\ &\quad + [(\sigma_z - \alpha_z) - (\sigma_x - \alpha_x)]^2 + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2 + 3(\tau_{yz} - \alpha_{yz})^2 \\ &\quad + 3(\tau_{zx} - \alpha_{zx})^2 + 3(\tau_{xz} - \alpha_{xz})^2 + 3(\tau_{zy} - \alpha_{zy})^2 \\ &\quad + 3(\tau_{yx} - \alpha_{yx})^2 - 2\bar{\sigma}^2 = 0 \end{aligned} \quad (2.13)$$

Fig.2.19 に示す降伏曲面 F は、Fig.2.1 における枠 C に相当し、初期応力状態に対しては(a)図に示すようになる。塑性変形が生じると、降伏曲面は拡大と移動(等方硬化+移動硬化)が生じ、(b)図に示すようになる。枠 F 、 G に相当する曲面として g が存在する。 g は原点について対称である(等方的)と考えれば

$$\begin{aligned} g &= (\alpha_x - \alpha_y)^2 + (\alpha_y - \alpha_z)^2 + (\alpha_z - \alpha_x)^2 + 3\alpha_{xy}^2 + 3\alpha_{yx}^2 + 3\alpha_{yz}^2 \\ &\quad + 3\alpha_{zy}^2 + 3\alpha_{zx}^2 + 3\alpha_{xz}^2 - 2\bar{\alpha}^2 \end{aligned} \quad (2.14)$$

図に示すように、応力点 S が曲面 F の内側にあれば、弾性挙動を示し、 S が F 上を動くとき塑性挙動を示す。このとき降伏曲面の中心 O' が、曲面 g の内側にあれば、移動硬化のみが生じ、曲面 g 上を動くときは、等方硬化と移動硬化が生じる。

塑性ひずみ増分 $d\epsilon_{ij}^P$ は、降伏関数 F を塑性ポテンシャルと考えることにより

$$d\epsilon_{ij}^P = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda, \quad d\lambda > 0 \quad (2.15)$$

$d\lambda$ は Ziegler に従って、ベクトル $cd\epsilon^P$ が応力増分ベクトル $d\sigma$ の正射影と等しいという条件から求められる。但し定数 c は次式により求められる。

$$c = \frac{2}{3} H' = \frac{2}{3} \cdot \frac{\mu}{1-\mu} E \quad (2.16)$$

Fig.2.20 に示されるように、ベクトル $(d\sigma - cd\epsilon^P)$ と $d\epsilon^P$ の直交性より

$$(d\sigma_{ik} - cd\epsilon_{ik}^P) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ik}} = 0 \quad (2.17)$$

$$d\lambda = \frac{1}{c} \cdot \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (2.18)$$

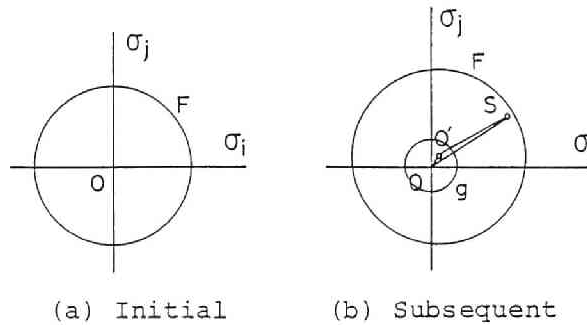


Fig.2.19 Yield Surface

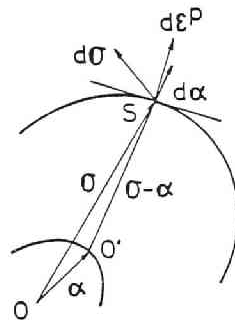


Fig.2.20 Flow Rule and Hardening Rule

(2.18)式を (2.15) 式に代入すれば、塑性ひずみ増分は

$$d\epsilon_{mn}^p = \frac{1}{c} \cdot \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} \quad (2.19)$$

降伏曲面の中心 O' の移動は Ziegler に従い、 O' 点と応力点 S を結ぶ方向に生じるものとすれば

$$d\alpha_{ik} = (\sigma_{ik} - \alpha_{ik}) d\mu, \quad d\mu > 0 \quad (2.20)$$

移動硬化のみが生じるか、等方硬化と移動硬化が生じるかの判定は関数 g により行う。

$g < 0$ なら移動硬化のみが生じ、 $g = 0$ なら等方硬化と移動硬化が生じる。

移動硬化のみが生じる場合は、新しい応力点が、移動後の降伏曲面上にあるという条件より

$$d\mu = \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (2.21)$$

(2.21)式を (2.20) 式に代入すれば

$$d\alpha_{mn} = (\sigma_{mn} - \alpha_{mn}) \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (2.22)$$

等方硬化と移動硬化が生じるときは、Fig.2.21 に示すように応力増分 $d\sigma$ のうち $\beta d\sigma$ が等方硬化に、 $(1-\beta)d\sigma$ が移動硬化に関係すると考える。従って降伏曲面の半径の増分 $d\bar{\sigma}$ (等方硬化) は次式で求められる。

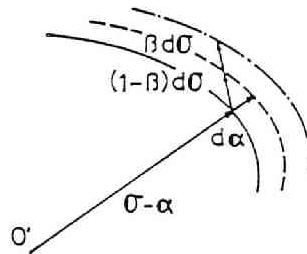


Fig.2.21 Isotropic and Kinematic Hardening Rule

$$d\bar{\sigma} = \frac{\beta}{4\bar{\sigma}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \cdot d\sigma_{ij} \quad (2.23)$$

降伏曲面の中心の移動（移動硬化）は（2.22）式より

$$d\alpha_{mn} = (1-\beta) (\sigma_{mn} - \alpha_{mn}) \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (2.24)$$

移動硬化域を規定する関数 g の半径の増分 $d\bar{\alpha}$ は、 g が等方的であると考えたと

$$d\bar{\alpha} = \frac{1}{4\bar{\alpha}} \cdot \frac{\partial g}{\partial \alpha_{ij}} d\alpha_{ij} \quad (2.25)$$

以上により、複合応力状態に対する一般的な応力-ひずみ関係が求められる。

2.3. 垂直応力とせん断応力下における応力-ひずみ関係

前節で複合応力を受ける場合の等方硬化と移動硬化を考慮したモデルの一般的な応力-ひずみ関係を導いた。しかし、鋼構造物で線材理論が適用されるような骨組では、応力状態は比較的単純なものに仮定することが可能である。本節では、Fig.2.22に示すように垂直応力 σ とせん断応力 τ のみが作用する場合の応力-ひずみ関係を導き、若干の数値解析結果を示すとともに、鋼板のせん断実験結果との比較検討を行う。

2.3.1. 応力-ひずみ関係式

垂直応力を $\sigma_x = \sigma$ 、せん断応力を $\tau_{xy} = \tau$ とすると、初期降伏条件式は

$$f = \sigma_x^2 + 3\tau_{xy}^2 - \bar{\sigma}_0^2 = 0 \quad (2.26)$$

塑性履歴を受けた後の降伏条件式は

$$f = (\sigma_x - \alpha_x)^2 + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2 - \bar{\sigma}^2 = 0 \quad (2.27)$$

となる。塑性ひずみ増分は、塑性流動法則より

$$d\epsilon_x^P = \frac{\partial F}{\partial \sigma_x} d\lambda = 4(\sigma_x - \alpha_x) d\lambda \quad (2.28a)$$

$$d\gamma_{xy}^P = 2 \frac{\partial F}{\partial \tau_{xy}} d\lambda = 12(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\lambda \quad (2.28b)$$

(2.18) 式より $d\lambda$ は

$$d\lambda = \frac{1}{6c} \cdot \frac{(\sigma_x - \alpha_x) d\sigma_x + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2}$$

となり、(2.28) 式に代入し、 $c = 2H'/3$ の関係を用いれば

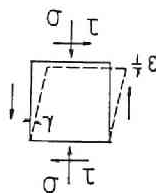


Fig.2.22

$$d\epsilon_x^p = \frac{1}{H'} \cdot \frac{(\sigma_x - \alpha_x)^2 d\sigma_x + 3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2} \quad (2.29a)$$

$$d\gamma_{xy}^p = \frac{1}{H'} \cdot \frac{3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\sigma_x + 9(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2 d\tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2} \quad (2.29b)$$

従って、応力-ひずみ関係式は増分で示せば

弾性域では

$$d\epsilon_x = \frac{1}{E} d\sigma_x \quad (2.30a)$$

$$d\gamma_{xy} = \frac{1}{G} d\tau_{xy} \quad (2.30b)$$

塑性域では

$$d\epsilon_x = \left[\frac{1}{E} + \frac{(\sigma_x - \alpha_x)^2}{H'\bar{\sigma}^2} \right] d\sigma_x + \frac{3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy})}{H'\bar{\sigma}^2} d\tau_{xy} \quad (2.31a)$$

$$d\gamma_{xy} = \frac{3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy})}{H'\bar{\sigma}^2} d\sigma_x + \left[\frac{1}{G} + \frac{9(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2}{H'\bar{\sigma}^2} \right] d\tau_{xy} \quad (2.31b)$$

移動硬化のみが生じる場合、降伏曲面の中心の移動は、(2.22) 式より

$$\begin{aligned} d\alpha_x &= (\sigma_x - \alpha_x) \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}}} \\ &= \frac{1}{\bar{\sigma}^2} [(\sigma_x - \alpha_x)^2 d\sigma_x + 3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\tau_{xy}] \end{aligned} \quad (2.32a)$$

$$\begin{aligned} d\gamma_{xy} &= (\tau_{xy} - \alpha_{xy}) \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}}} \\ &= \frac{1}{\bar{\sigma}^2} [(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\sigma_x + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2 d\tau_{xy}] \end{aligned} \quad (2.32b)$$

等方硬化と移動硬化が同時に生じる場合は、降伏関数に中心の移動は

$$d\alpha_x = \frac{(1-\beta)}{\bar{\sigma}^2} [(\sigma_x - \alpha_x)^2 d\sigma_x + 3(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy}) d\tau_{xy}] \quad (2.33a)$$

$$d\alpha_{xy} = \frac{(1-\beta)}{\bar{\sigma}^2} [(\sigma_x - \alpha_x)(\tau_{xy} - \alpha_{xy})d\sigma_x + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy})^2 d\tau_{xy}] \quad (2.33b)$$

降伏曲面の半径の増分は(2.23)式より

$$d\bar{\sigma} = \frac{\beta}{\bar{\sigma}^2} [(\sigma_x - \alpha_x)d\sigma_x + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy})d\tau_{xy}] \quad (2.34)$$

以上により、垂直応力 σ_x とせん断応力 τ_{xy} のみが作用する場合の応力-ひずみ関係が得られる。

2.3.2. 直列モデルによる一定垂直応力下におけるせん断応力-ひずみ関係

一定垂直応力下における鋼材のせん断応力-ひずみ関係を繰り返し応力時も含めて解析するために、前節の Fig.2.6 に示す直列モデルを考える。要素 "a", "b" の材料定数は、引っ張り・圧縮試験結果により得られた(2.7)式および(2.9),(2.10)式の関係により定まるものとする。直列モデルであるから、要素 "a", "b" の応力 σ_x, τ_{xy} は同じであり、(2.30)(2.34)式で、それぞれの要素に対応する材料定数を用いれば "a", "b" それぞれの垂直およびせん断ひずみ $(\epsilon_{xa}, \gamma_{xya}), (\epsilon_{xb}, \gamma_{xyb})$ が求められる。全体のひずみ ϵ_x, γ_{xy} は平均すればよいから

$$\epsilon_x = \frac{\epsilon_{xa} + \epsilon_{xb}}{2} \quad (2.35a)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\gamma_{xya} + \gamma_{xyb}}{2} \quad (2.35b)$$

Fig.2.23 に要素 "a", "b" の応力経路および降伏曲面を示す。破線は初期降伏曲面、実線は塑性変形後の降伏曲面を示す。単調載荷時のせん断応力-せん断ひずみ関係を Fig.2.24 に、垂直ひずみ-せん断ひずみ関係を Fig.2.25 に示す。(2.30b),(2.31b)式よ

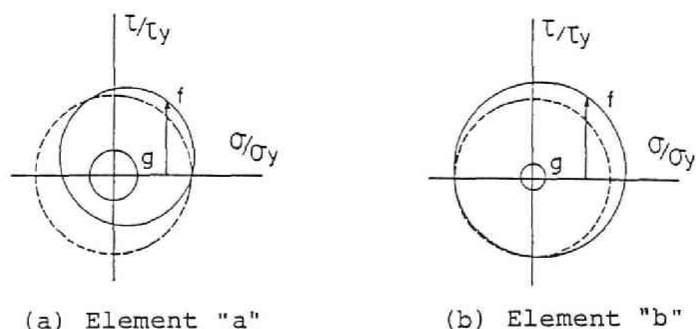


Fig. 2.23 Yield Surface

り明らかなように、Fig. 2.24 における初期剛性はすべて（垂直応力が降伏応力に等しい場合も含めて）、せん断弾性係数 G に等しい。 $\tau - \gamma$ 関係は、垂直応力 σ が 0 に等しい場合は bi-linear 形となるが、 σ が大きくなるにつれて非線形性が高くなる。Fig. 2.25 に示すように、垂直ひずみ ε は、垂直応力 σ が大きくなるほど大きくなる。垂直ひずみとせん断ひずみの関係は、垂直応力の大きな領域を除けば、ほぼ直線的な関係となる。

Figs. 2.26, 2.27 に bi-linear 形の移動硬化モデルによる場合と、本モデルによる一定ひずみ振巾 ($\gamma/\gamma_y = 5$) 交番繰り返しせん断応力-ひずみ関係を示す。両モデルともに、垂直応力が大きくなるほど繰り返しに伴うループの拡大が著しくなり、定常応力-ひずみ関係に至る繰り返しサイクル数が増加する。本モデルではバウシinger効果による比例限度の低下がみられるが、垂直応力が大きくなると、バウシinger効果が顕著でなくなる。これは、後に述べるように垂直応力が大きくなると、垂直ひずみの進展が極めて大きくなり、要素 "a" の降伏曲面の中心が垂直応力 σ の近傍に移動し、降伏曲面

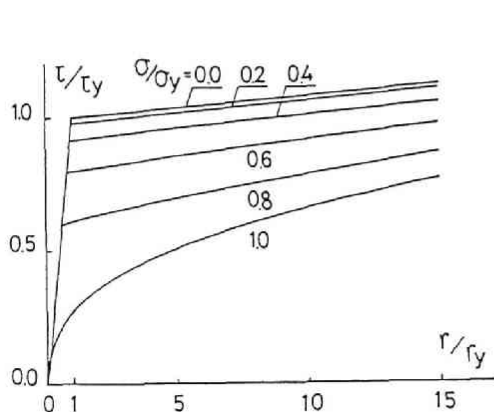


Fig. 2.24 $\tau - \gamma$ Relationship

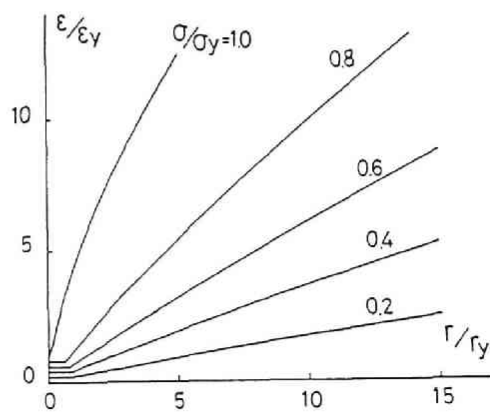
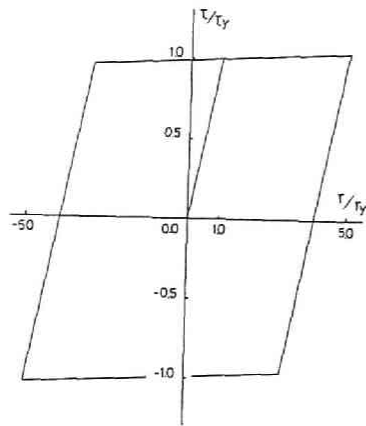
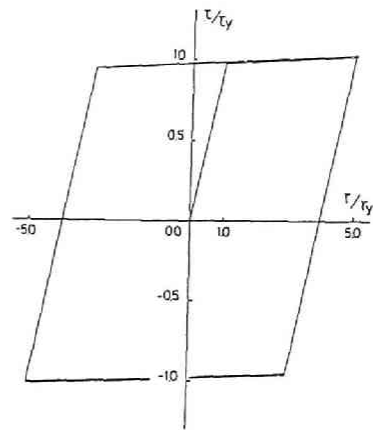


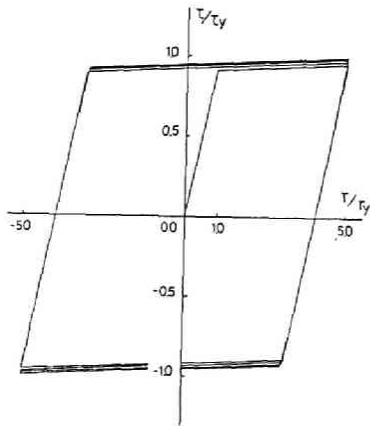
Fig. 2.25 $\varepsilon - \gamma$ Relationship



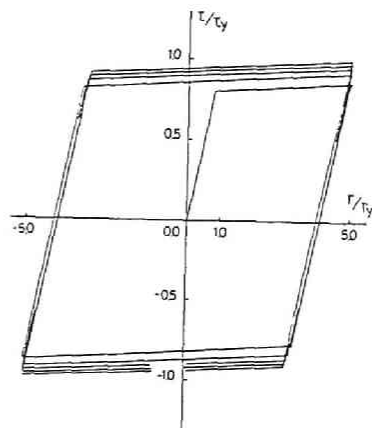
(a) $\sigma/\sigma_Y = 0.0$



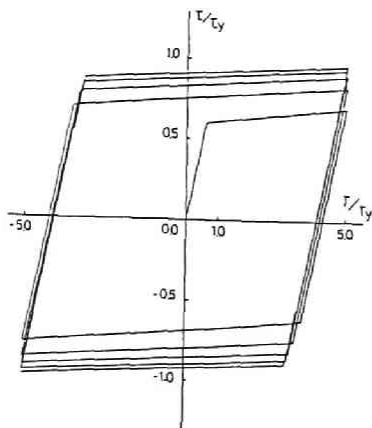
(b) $\sigma/\sigma_Y = 0.2$



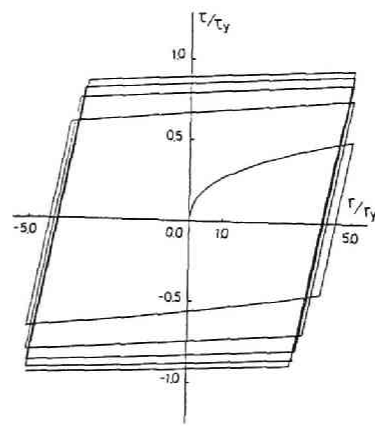
(c) $\sigma/\sigma_Y = 0.4$



(d) $\sigma/\sigma_Y = 0.6$

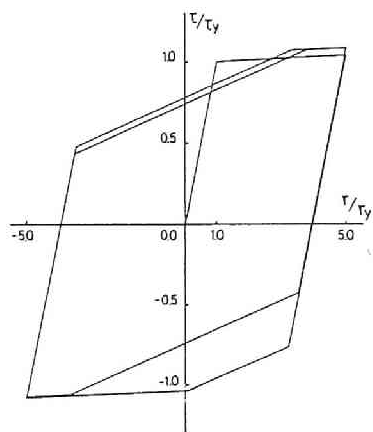


(e) $\sigma/\sigma_Y = 0.8$

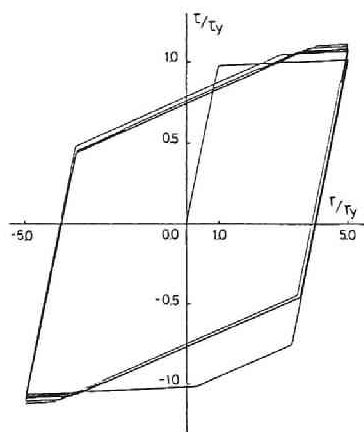


(f) $\sigma/\sigma_Y = 1.0$

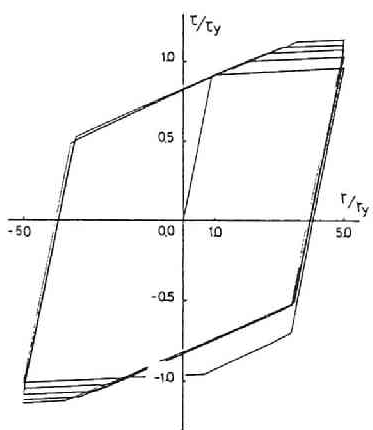
Fig.2.26 τ - γ Relationship (Bi-linear Model)



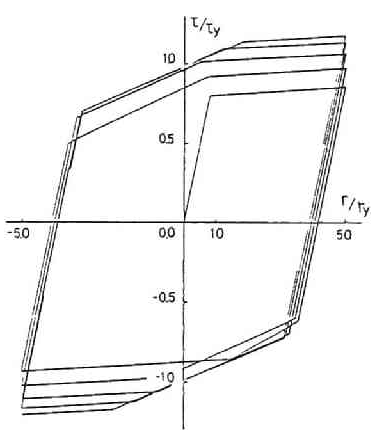
(a) $\sigma/\sigma_Y = 0.0$



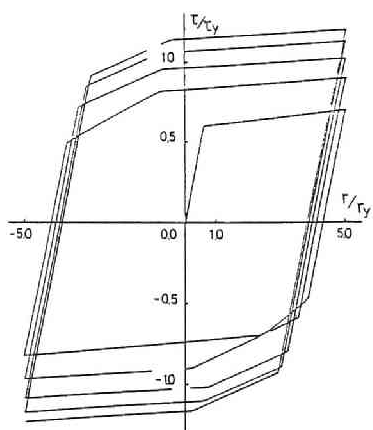
(b) $\sigma/\sigma_Y = 0.2$



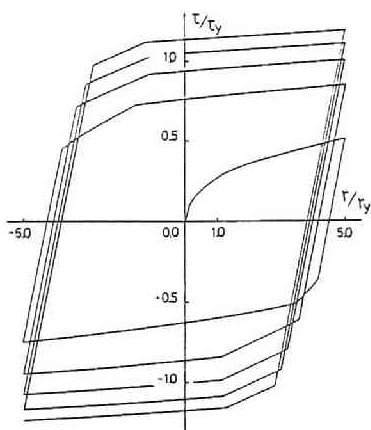
(c) $\sigma/\sigma_Y = 0.4$



(d) $\sigma/\sigma_Y = 0.6$



(e) $\sigma/\sigma_Y = 0.8$



(f) $\sigma/\sigma_Y = 1.0$

Fig.2.27 τ - γ Relationship (I-K Model)

の半径も増大するためである。 Fig.2.28 に所定せん断ひずみ時のせん断応力 τ の絶対値と繰返し载荷回数 W の関係を示す。(a)図は bi-linear 形応力-ひずみ関係の場合である。この移動硬化モデルでは、垂直応力 σ の大きさにかかわらず繰返し回数 W が増加すると、せん断応力は垂直応力が0の場合の値に収束することがわかる。(b)図は本モデルによる結果である。この等方硬化と移動硬化を考慮したモデルでは、载荷回数 W が小さい領域では、垂直応力が大きいほどせん断抵抗は小さいが、 W が増加するにつれて、この関係は逆転し、垂直応力が大きいほど、繰返し硬化の影響でせん断抵抗が大きくなる。この傾向は後述する実験結果 [2.27] と一致する。Fig.2.29 に垂直ひずみと繰返し载荷回数の関係を示す。縦軸は対数目盛りである。実線は bi-linear 形モデルの場合、破線は本モデルの場合である。軸ひずみの大きさは、bi-linear 形モデルの方がやや大きい結果を与えている。軸ひずみの進展は、垂直応力が大きくなるに従って増大する。両モデルとも、せん断応力-せん断ひずみ関係がほぼ定常状態に達しても、軸ひずみは载荷回数の増加とともに徐々に増加していく。

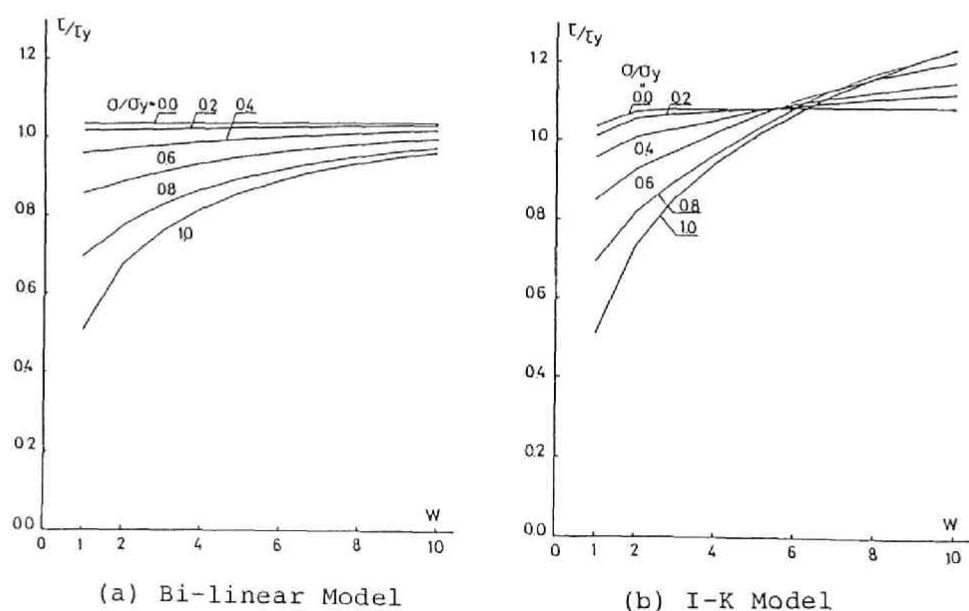


Fig.2.28 τ - W Relationship

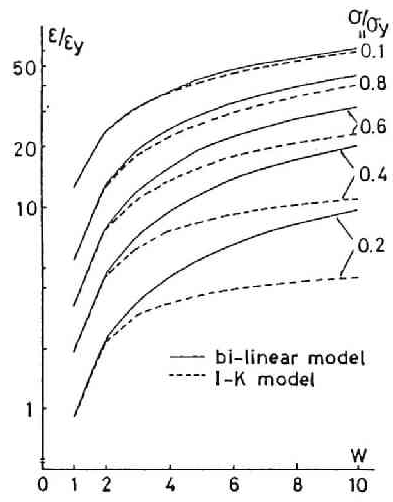


Fig.2.29 ϵ - W Relationship

2.3.3. 鋼板のせん断応力-せん断ひずみ関係

鋼板のせん断応力-せん断ひずみ関係を求めるための実験方法には種々のものが考えられるが、薄肉円筒のねじり試験がもっとも一般的な方法であると思われる [2.25]。

しかしこの方法は、板厚の薄い材料には適用が困難であり、また厚板で板厚方向の材料特性が他の方向と異なるような場合には、適切な実験方法でないと考えられる。本論では、鋼板を実際の部材の板要素が主としてせん断応力を受ける板巾方向に直接せん断する実験方法を採用する [2.24,2.27]。

Fig.2.30 に示すように供試体は 12mm 厚の鋼板の中央部分を厚さ 5mm に切削加工したものである。 载荷方法は Fig.2.31 に示すように上下にニードルローラーを介して载荷装置を試験機に組み込んで、一定の垂直応力を加えた後、供試体部分に複曲率曲げせん断を加える。 供試体スパンが極めて短いため、曲げ応力は無視出来るものとする。ひずみ分布は、供試体中央に貼付した電気抵抗線ひずみゲージにより測定する。 供試

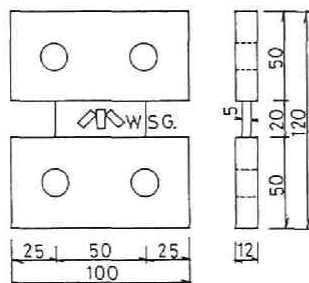


Fig.2.30 Specimen

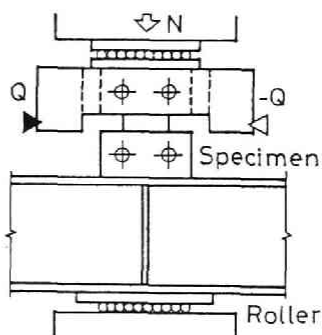


Fig.2.31 Loading System

Table2.1 Material Property

Material	σ_y (t/cm ²)	σ_b (t/cm ²)
SS41	2.76	4.25
SM53	3.80	5.27

Table2.2 Test Series

Material	σ/σ_y	γ_a (%)	γ_{ap} (%)
SS41	0.07	1.0 2.0 3.0	0.5
SM53	σ/σ_y		γ_a (%)
	0	1/3 2/3 1	1.0

体の材質は SS41 と SM53 の2種類であり、それぞれの引っ張り試験結果を Table 2.1 に、実験条件を Table 2.2 に示す。

SS41 材の一定せん断ひずみ振巾実験による $\tau-\gamma$ 関係を Fig.2.32 に示す。実線は実験値、破線は本モデルによる解析値である。ひずみ振巾が大きくなるに従って繰返し硬化現象が顕著になる。定常ループへの収束は、垂直応力が小さいため ($\sigma/\sigma_y = 0.07$)、実験値では数サイクル、解析値では3サイクルと比較的に早期に完了する。

実験値と解析値は比較的良好に一致しているものと考えられる。Fig.2.33 に垂直ひずみ

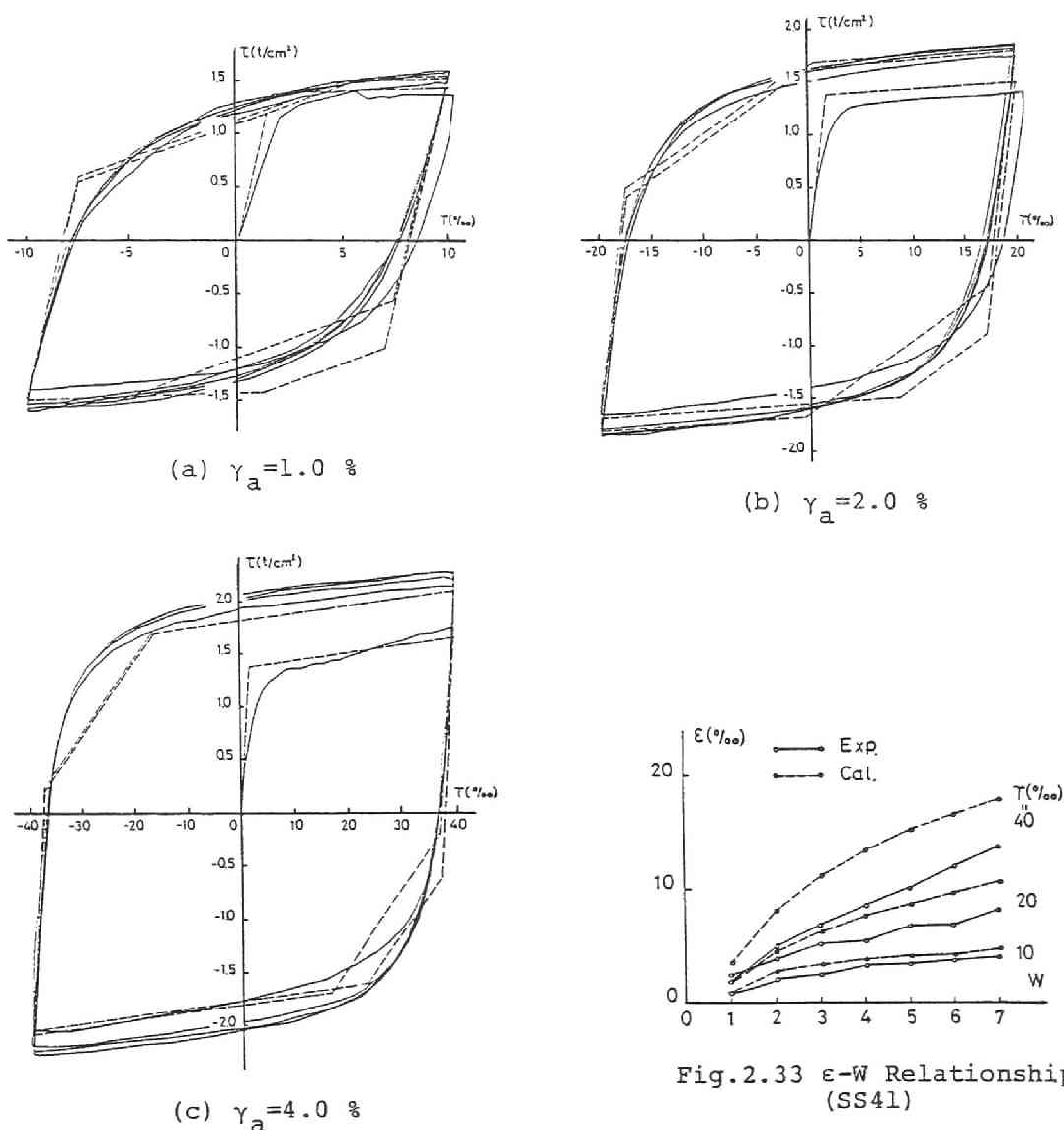


Fig.2.32 $\tau-\gamma$ Relationship (SS41)

Fig.2.33 $\epsilon-W$ Relationship (SS41)

ε と载荷回数 W の関係を示す。 実線は実験値、破線は解析値である。 ひずみ振巾が大きいくほど、垂直ひずみは大きく、繰返し载荷に伴う垂直ひずみの進展も大きくなっている。 実験値は解析値よりやや小さい値を示すが、これは実験では、供試部分の両端の剛体部分が、供試部分の横ひずみを拘束するためであると考えられる。 Fig.2.34 は漸増ひずみ振巾交番繰返しせん断応力-ひずみ関係である。 漸増ひずみ振巾の場合は、各载荷毎に等方硬化+移動硬化が生じるため解析値はかならず前回よりも高い応力-ひずみ関係となる。 この傾向はひずみ振巾の大きい領域で実験値の方が大きくなっており、せ

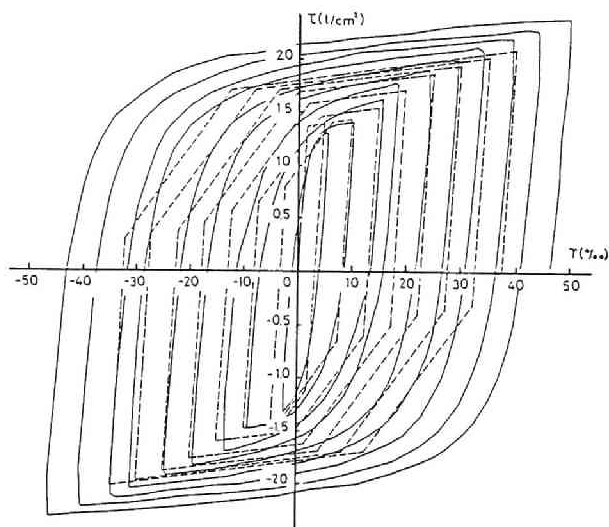
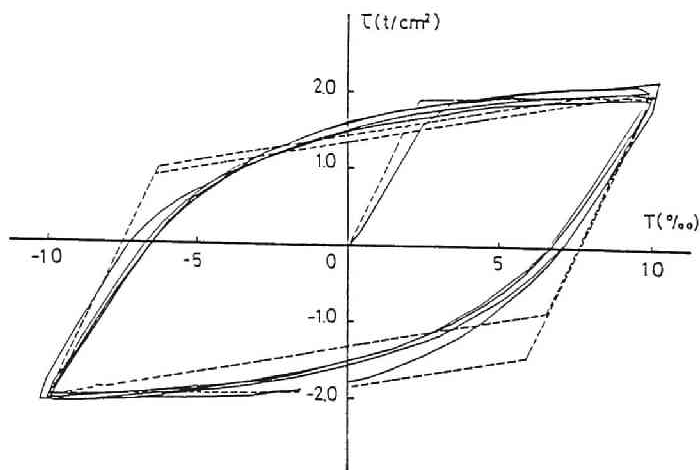
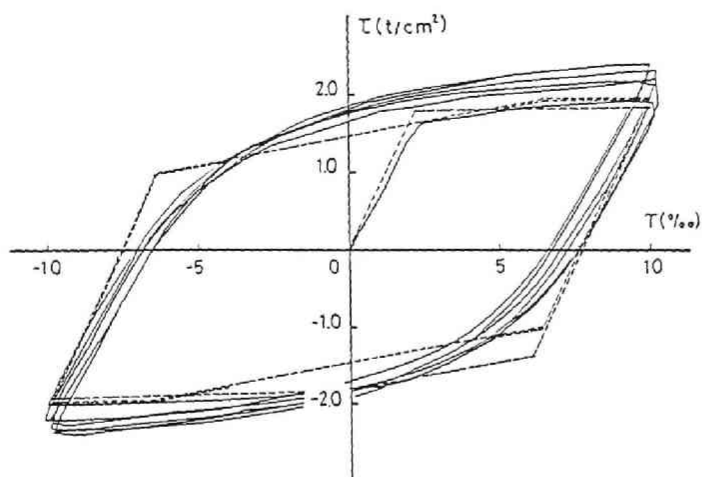


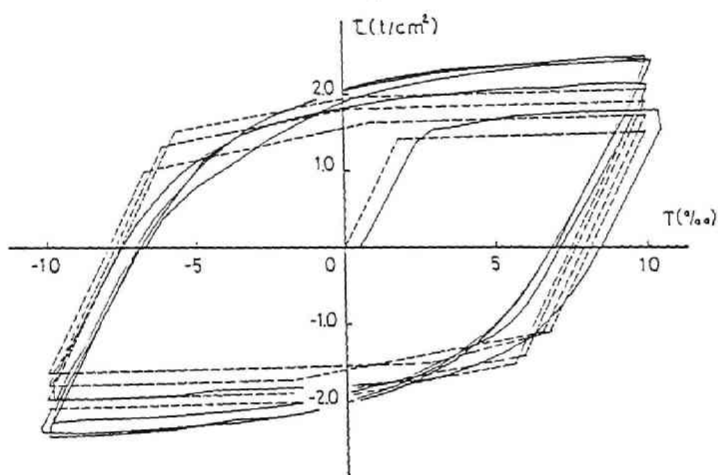
Fig.2.34 τ - γ Relationship
(SS41)



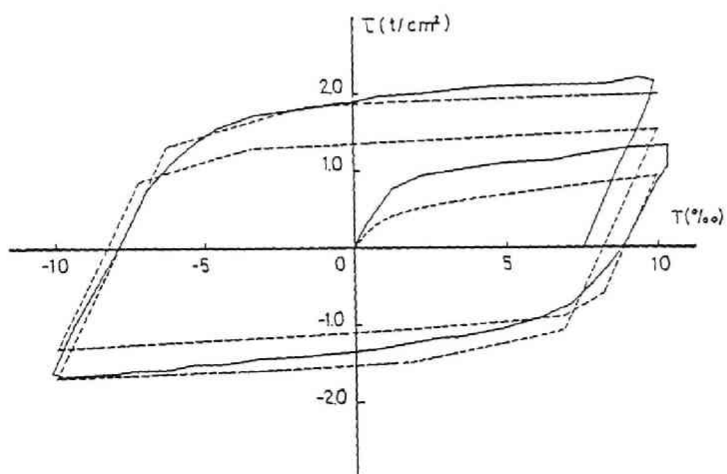
(a) $\sigma/\sigma_y = 0$



(b) $\sigma/\sigma_Y = 1/3$



(c) $\sigma/\sigma_Y = 2/3$



(d) $\sigma/\sigma_Y = 1$

Fig.2.35 τ - γ Relationship
(SM53)

せん断ひずみが3%程度までは解析値と実験値はよく一致している。

Fig.2.35 に SM53 材のせん断応力-ひずみ関係を示す。せん断ひずみ振幅は1%で一定とし、垂直応力と降伏応力の比を 0, 1/3, 2/3, 1 と4種類に変化させている。

降伏点が SS41 に比して高く、ひずみ振幅が比較的小さいので、垂直応力比が0の場合は、繰返し硬化も軟化も生じないが、垂直応力比が大きくなると繰返し硬化現象は大きくなり、2~3 サイクルで垂直応力比が0の場合に比して高い応力を示すようになる。

破線の解析値は、繰返し硬化が実験値に比してやや少ないが、数サイクルで垂直応力の存在する方が、存在しない場合よりも高いせん断応力を示すようになる。垂直ひずみ ε と载荷回数 W の関係を Fig.2.36 に示す。実線は実験値、破線は解析値である。垂直ひずみの増加率は、垂直応力が高いほど大きくなるが、この場合も、実験値のほうが解析値に比して小さい値を示している。

Fig.2.37にせん断抵抗と繰返し载荷回数の関係を示す。図より明らかなように垂直応力 σ が大きいほど、初期のせん断抵抗は小さい。しかし繰返し载荷回数が増加するに従って、軸方向応力が大きいほど最終的なせん断抵抗は大きくなっている。これは繰返し硬化を考慮した本応力-ひずみ関係モデル (Fig.2.28(b))による結果と同様の傾向であり、移動硬化モデルでは説明できない現象である。

以上の結果より、繰返し軟化および繰返し硬化現象を考慮した Figs.2.6, 2.10 に示すモデルにより、垂直応力 σ とせん断応力 τ の組み合わせ応力下における鋼板の応力-ひずみ関係を、基本となる単純応力状態の応力-ひずみ関係が tri-linear 形の範囲でほぼ正確に追跡することが可能なことが明らかとなった。

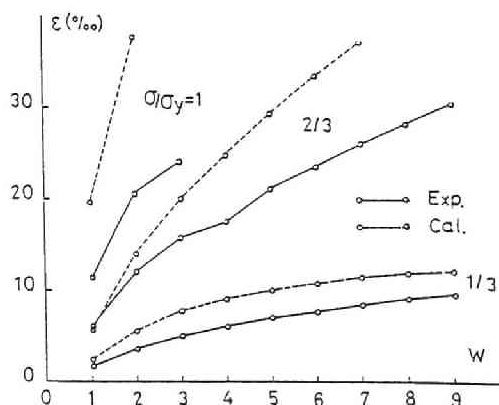


Fig.2.36 ε -W Relationship
(SM53)

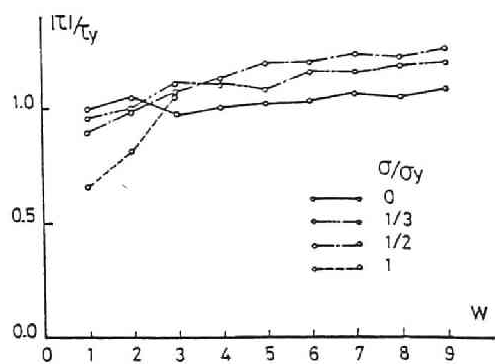


Fig.2.37 Variation of Shearing Stress

2. 4. 結論

鋼構造物の弾塑性挙動を解析する際、材料の応力-ひずみ関係のモデル化を、鋼構造物のモデル化と同程度の精度を有するものとして決定しておく必要がある。本論では、軟鋼材が一定ひずみ振巾下で交番繰り返し引っ張り・圧縮を受ける際、ひずみ振巾の大きさに応じて繰り返し軟化または硬化を示した後、ほぼ原点に対称な定常応力-ひずみ関係に収束することに注目し、Prager の移動硬化モデルを修正し、初期段階では、等方硬化（または軟化）と移動硬化が同時に生じ、繰り返し硬化が増大するに従い移動硬化を規定する領域が増大し、最終的には、定常状態を示す移動硬化のみが生ずるモデルを提案した(Fig.2.9)。モデルは応力空間上で、等方硬化と移動硬化の組み合わせ硬化を示す負荷曲面の内側に、定常状態を示す移動硬化域を規定する曲面を考えたものであり、応力-ひずみ関係の繰り返し硬化または軟化現象から定常化に至るプロセスを明瞭に示すことが可能である。等方硬化と移動硬化の割合を示すパラメーターを、実験値 [2.1] に tri-linear 形の応力-ひずみ関係の範囲で合うように、相当応力の線形関数として、試行錯誤的に求めた(Fig.2.10)。基本モデルは、bi-linear 形の応力-ひずみ関係を示すため、モデルを直列に結合することにより、tri-linear 形の応力-ひずみ関係としている。この tri-linear 形で示すことにより繰り返し応力下で重要な役割を演じるバウシinger 効果を取り入れることが可能となる。

このモデルを複合応力状態に対して拡張し、一般的な応力-ひずみ関係を、組み合わせ硬化に対する理論式は文献 [2.10] に従って求めるとともに、比較的単純な応力状態である垂直応力とせん断応力 (σ_x, τ_{xy}) の組み合わせ応力下における応力-ひずみ関係を求めた。さらに、鋼板の一定垂直応力下における交番繰り返し直接せん断実験結果と比較検討した結果、実験値とモデルによる解析値は良い一致を示し、本モデルにより、単純応力状態における応力-ひずみ関係が tri-linear 形の範囲で、一軸および比較的簡単な組み合わせ応力下における鋼板の応力-ひずみ関係が、ほぼ正確に求められることが明らかとなった。

なおこのモデルは、定ひずみ振巾交番繰り返し応力-ひずみ関係において定常状態の実験値に合致するようパラメーターを決めており、定常状態に至る途中のプロセスはモデルの自由度が少ないため自動的に定まるため、必ずしも実験値の傾向とは一致しない場合がある。本モデルにさらに自由度を付加することにより定常状態に至るプロセスを変化

させることも可能であるが、tri-linear 形応力-ひずみ関係の範囲では問題もあり、また非定常状態に関する実験データも少ないためこの点は今後の課題である。

第3章 一般化応力－ひずみ関係

線材に置換出来るような鋼構造部材の要素に作用する応力と、それに対応するひずみの関係を弾塑性域にわたって求めるために、種々の方法が考えられているが、大別すれば、以下の2つになると考えられる。1つは、断面全体に作用する断面力と、それに対応するひずみの関係を、断面力で表された降伏関数と、塑性流動法則、ひずみ硬化則を用いて求める一般化塑性ヒンジ法 [3.1]であり、他は部材要素を材せい方向にいくつかの要素に分割し、それぞれの要素の応力-ひずみ関係を積分することにより、断面全体の断面力と対応するひずみの関係を求めるものである。前者は積分された結果を出発点にするために、解析が簡潔になり、部材要素の挙動の第一次近似的な性質をつかむ上では有効な手法であるが、現象の物理的解釈がやや困難な場合があり、またひずみ硬化を示す材料の材料定数を要素の挙動に導入する際、明確な手法がないという欠点が存在する。それに対して後者は、取り扱う問題の種類に応じて要素の分割法を変化させることにより、比較的正確に挙動を追跡することが可能であり、現象の物理的解釈も明確になるが、計算量が増大するという欠点がある。本論では後者の方法により、種々の応力を受けるはり、柱要素の挙動を解析する。前章で求めたモデルによる単純応力状態に対する応力-ひずみ関係は、多線形型 (tri-linear) である。これは非線形的に変動する材料の挙動に対する近似的な表現であるだけでなく、生じている現象 (バウシinger効果、繰返し硬化等) を際立たせることにより端的に把握することを可能にするためである。一方、構造部材のはり、柱要素を、生じている現象に応じて材せい方向ならびに材巾方向に多数の要素に分割して解析が行われているが、ここでは材料の応力-ひずみ関係の仮定と同様の考えで、要素分割を比較的少なくした点要素モデルを用いる。この点要素モデルは、その要素近傍に作用している応力ならびにひずみ状態を集約的に示すものと考えられ、各部の応力状態の変化に伴う材の挙動の変化を理解することが容易となる。

3. 1. 曲げモーメント-曲率関係

一定軸圧下における柱、はり要素の曲げモーメント-曲率関係は、平面構造物の曲げ変形挙動を調べる上で、最も基礎となるものであり、断面のモデル化、応力-ひずみ関係にそれぞれの工夫があり、多数の研究が行われている[3.2, 3.3, 3.4, 3.5, 3.6, 3.7,

3.8, 3.9]。また数値解析結果に基づき、曲げモーメントー曲率関係の数式モデル化も提案されている [3.10]。

断面のモデル化に関しては山田等の研究があり [3.5]、H形断面では4点モデル以上に分割すれば、ほぼ満足すべき結果が得られることが報告されている。

本論では、H形断面を Fig.3.1に示すように原断面と断面積、断面2次モーメント、全塑性モーメントが等価な4点モデルにモデル化し、材料の応力ーひずみ関係をbi-linear形に仮定した場合と、前章で示したtri-linear形の、等方硬化、軟化および移動硬化を考慮した応力ーひずみ関係を用いた場合の曲げモーメントー曲率関係の比較を行う。

4点モデルの上下2点は両フランジを、中央2点はウェブの上下部分を示している。さらに応力が無限にひずみ硬化を生じることは現実的には考えられないため、bi-linear形応力ーひずみ関係において応力に上限値を設定した tri-linear 形の関係を用いて、一定軸圧下で定曲率振巾交番繰り返し曲げを受ける際の、定常状態に対する応答を解析的に導き、応力に限界が存在しない場合との比較も行う。応力ーひずみ関係を多線形化し、断面を点モデル化することにより、応力ーひずみ関係の勾配と点要素の降伏に伴う曲げ剛性の変化が特徴的に示されるため、曲げモーメントー曲率関係におよぼす断面内の応力状態の意味が明確となるとともに、材料の応力ーひずみ関係が単純な場合には、繰り返し応力下における挙動の解析的な表現が可能な場合もある。Fig.3.2に示すように4点モデル要素に、一定軸圧 N のもとで、曲げモーメント M が作用するものとする。平面保持の仮定が成立するものとすれば、各点（1～4）要素のひずみ増分 $\dot{\epsilon}_i$ と図心位置のひずみ増分 $\dot{\epsilon}_g$ 、曲率増分 $\dot{\kappa}$ の関係は次式のようになる。

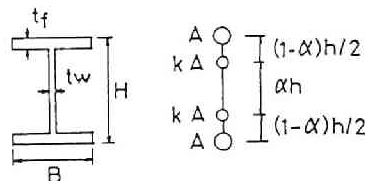


Fig.3.1 4-Points Model

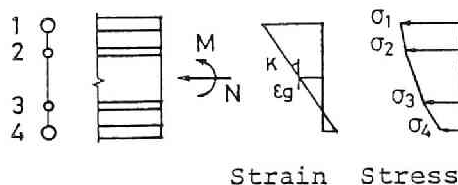


Fig.3.2 Stress and Strain Distributions

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\epsilon}_g + \frac{h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.1a)$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_g + \frac{\alpha h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.1b)$$

$$\dot{\epsilon}_3 = \dot{\epsilon}_g - \frac{\alpha h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.1c)$$

$$\dot{\epsilon}_4 = \dot{\epsilon}_g - \frac{h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.1d)$$

ここで αh は 2, 3 点間の距離である。応力-ひずみ関係は多線形に仮定しているから、各点要素 i ($i=1\sim 4$) について示せば

$$\dot{\sigma}_i = C_i \dot{\epsilon}_i \quad (i=1\sim 4) \quad (3.2)$$

C_i は i 点要素の応力-ひずみ関係の勾配を示し bi-linear 形モデルでは

$$\text{弾性域} \quad C_i = E$$

$$\text{塑性域} \quad C_i = \mu E$$

tri-linear モデルでは

$$\text{弾性域} \quad C_i = E$$

$$\text{バウシinger 域} \quad C_i = 10\mu E$$

$$\text{塑性域} \quad C_i = \mu E$$

となる。軸方向力、曲げモーメントの増分は各点の応力増分を積分することにより

$$\dot{N} = \sum_{i=1}^4 \dot{\sigma}_i A_i \quad (3.3a)$$

$$\dot{M} = \sum_{i=1}^4 \dot{\sigma}_i A_i h_i \quad (3.3b)$$

ここで A_i , h_i は i 点要素の断面積および図心を原点とした点 i の座標を示す。上式に (3.1), (3.2) 式を代入すれば、軸力、曲げモーメント増分に対する断面の図心位置の軸ひずみ、曲率増分の関係式が求められる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{M} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_g \\ \dot{\kappa} \end{Bmatrix} \quad (3.4)$$

全断面積を A_0 とし、2, 3 点の断面積が 1, 4 点の断面積の k 倍とすれば

$$K_{11} = \frac{A_0}{2(1+k)} [C_1 + k(C_2 + C_3) + C_4]$$

$$K_{12} = K_{21} = \frac{A_0 h}{4(1+k)} [C_1 + \alpha k(C_2 - C_3) - C_4]$$

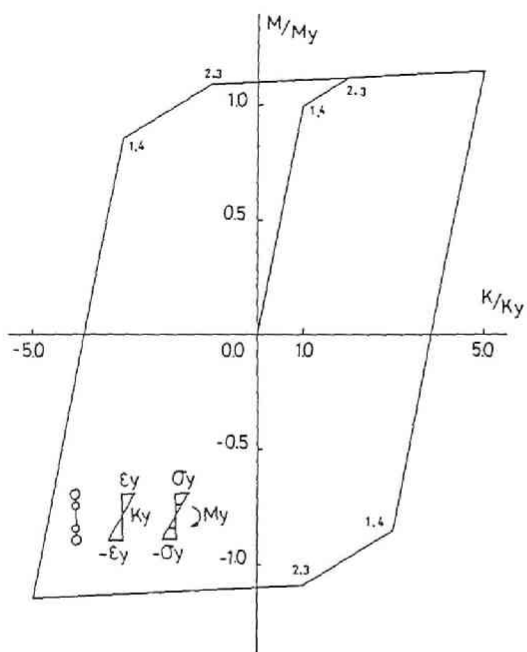
$$K_{22} = \frac{A_0 h^2}{8(1+k)} [C_1 + \alpha^2 k(C_2 + C_3) + C_4]$$

となる。従って、ある状態の各点要素内の応力、ひずみ状態が既知であれば、応力またはひずみが増減した後の状態が求められることになる。

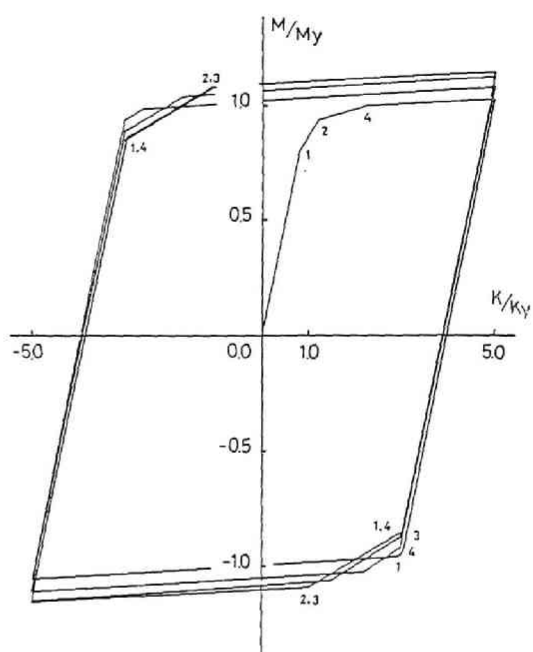
$\alpha=0.5$ 、 $k=0.5$ の場合について、一定軸圧、一定曲率振巾 ($\kappa/\kappa_Y=5$) 下で交番繰返し载荷した場合の曲げモーメント-曲率関係の解析例を Figs.3.3, 3.4 に示す。Fig.3.3 は応力-ひずみ関係を bi-linear 形に仮定した場合であり、Fig.3.4 は前章で求めた tri-linear 形の応力-ひずみ関係を用いた場合である。いずれの場合もひずみ硬化時の剛性を示す係数は 0.01 としている。図中の数字は第 1 サイクルおよび第 5 サイクルに於いて、数字に対応する点要素が降伏したことを示す。bi-linear 形の応力-ひずみ関係を用いた場合、軸圧比 $N/N_Y=0$ の場合は、ただちに定常ループを示すが、軸圧が存在すれば、ひずみ硬化の影響で、構造的な繰返し硬化現象が生じ、繰返し曲げが加わるにつれて、ループは拡大していき、ある繰返しサイクル数で軸圧のない場合の曲げモーメント-曲率関係に収束することは既に報告されている [3.5, 3.7]。

繰返し硬化を考えた tri-linear 形モデルの場合は、軸圧比が小さいほど、バウシンガー効果の影響が初期に現れ、ループの形は紡錘形になる。材料の繰返し硬化の影響で、軸圧比が 0 の場合でも、繰返し曲げにより耐力は増大する。軸圧比が大きくなると、要素全体のひずみが圧縮側に進行し、各点要素は圧縮降伏のみが生じるため、バウシンガー効果が繰返しの初期の段階では生じず、最初の数サイクルは、bi-linear 形の応力-ひずみ関係を用いた場合と同一の結果を与える。しかし繰返し载荷回数の増加とともに、曲げ耐力が増加し、引っ張り降伏が生じるようになるため、バウシンガー効果が現れるようになる。

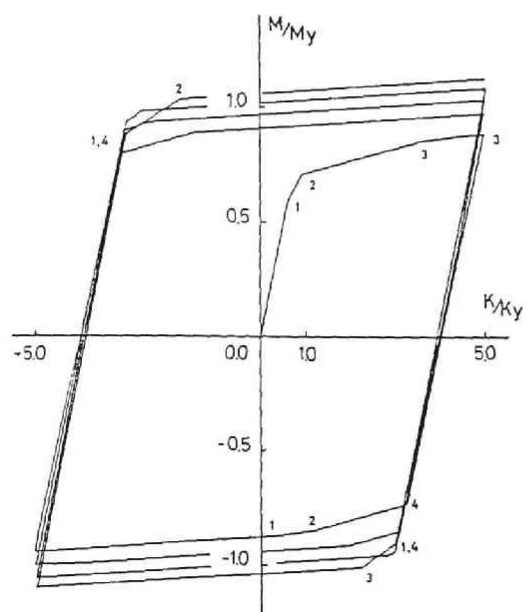
Fig.3.5 に所定曲率時の曲げモーメントの値と、繰返し曲げ载荷回数の関係を示す。実線は本モデルによるものであり、破線は bi-linear 形モデルによる結果である。bi-linear 形モデルによる場合は、軸圧が存在すると初期の曲げ抵抗は軸圧の影響を受けて小さくなるが、構造的な繰返し硬化現象により、数サイクルで軸圧 0 の場合に収



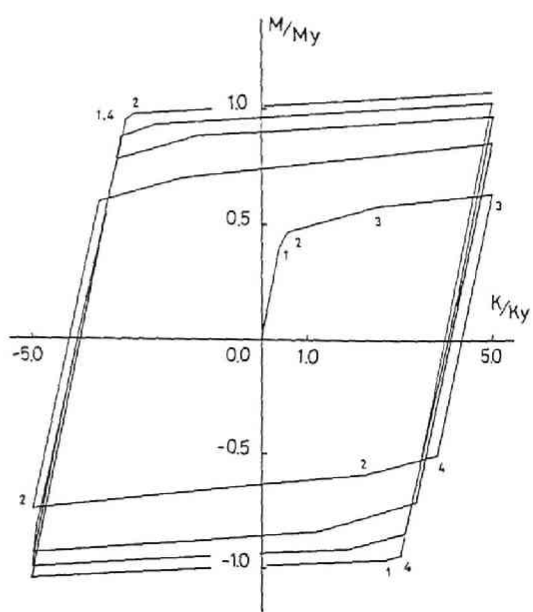
(a) $N/N_y = 0.0$



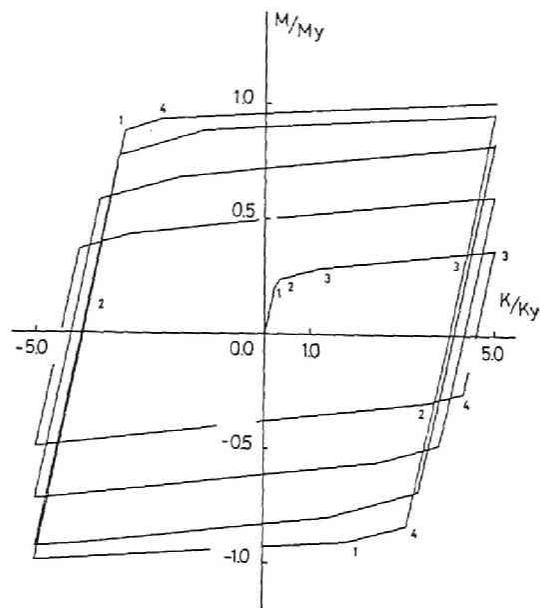
(b) $N/N_y = 0.2$



(c) $N/N_y = 0.4$

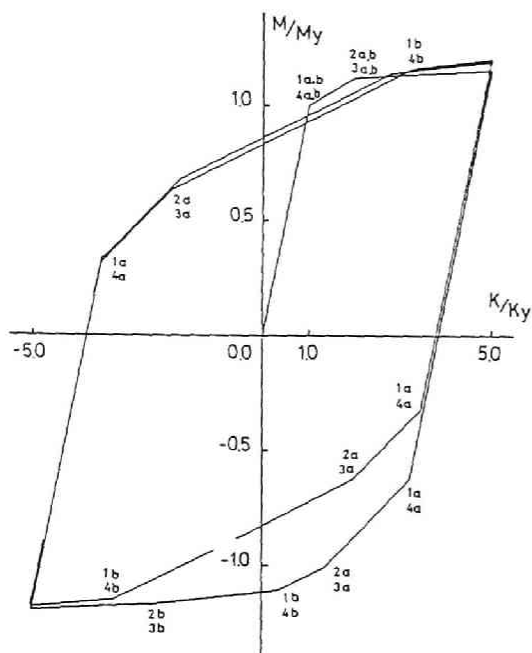


(d) $N/N_y = 0.6$

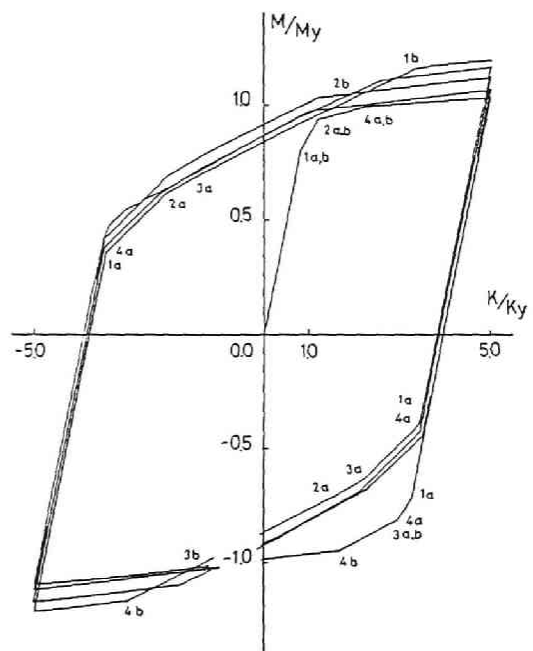


(e) $N/N_y = 0.8$

Fig.3.3 M- κ Relationship (Bi-linear Model)



(a) $N/N_y = 0.0$



(b) $N/N_y = 0.2$

束する。収束の速さは軸圧比が小さいほど早い。材料的な繰返し硬化を示す tri-linear 形モデル（I-Kモデル）の場合、軸圧比が0の場合は、比較的初期の段階で繰返し硬化現象は無くなり、ループは定常化するが、軸圧比が0以外の場合は、材料的な繰返し硬化現象と、構造的な繰返し硬化現象が相まって、繰返し回数の増加に伴い軸圧比0の場合よりも大きな曲げ抵抗を示すようになる。

Fig.3.6 に図心位置のひずみ ε_g と载荷回数 W の関係を示す。図心位置の軸ひずみは、bi-linear 形応力-ひずみ関係の場合（破線）、サイクル数の増加とともに増大していくが、 $\varepsilon/\varepsilon_y = (1/\nu) (N/N_y)$ に達すると、それ以上は進展しなくなる。これは、曲げモーメント-曲率関係が、軸圧比0の場合に達したため、以後の中立軸は断面の図心位置に留まるからである。このとき各点要素の応力-ひずみ関係は、Fig.3.7 示すように、軸圧による応力が σ' の応力に等しくなり、曲げモーメントによる応力は、 $\sigma'-\varepsilon'$ 座標系の原点 O' のまわりに対称的に変動することとなる。I-Kモデル（実線）場合は、繰返し初期の段階では、bi-linear 形の場合よりやや軸ひずみは少ないが、10 サイクル程度では定常化せず、最終的には大きな値を示すようになる。

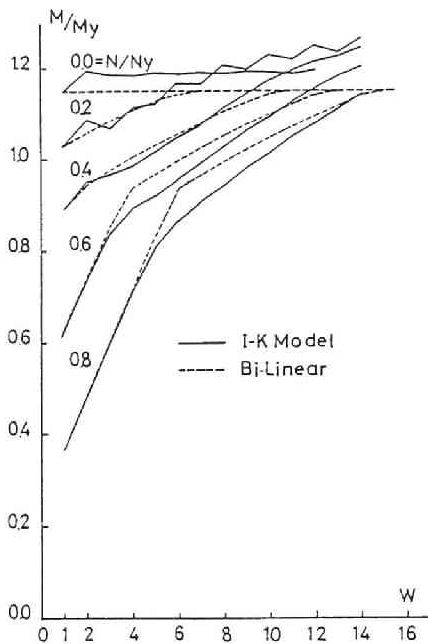


Fig.3.5 Variation of Bending Moment

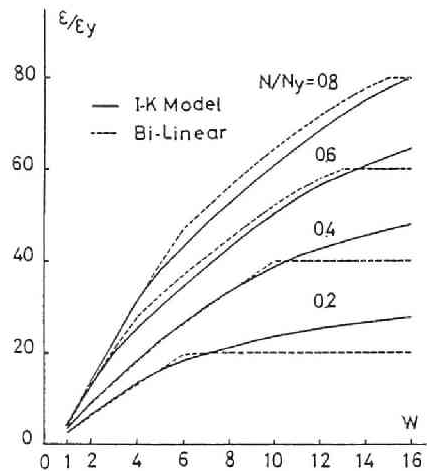


Fig.3.6 Accumulation of Axial Strain

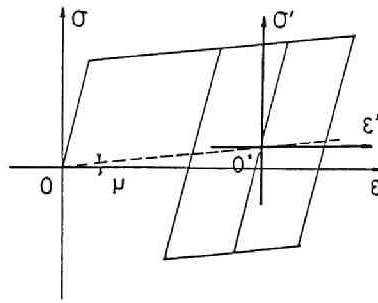


Fig.3.7 Stress-Strain Relationship

曲率振巾の影響をみるために、Fig.3.8 に軸圧比が0の場合について、曲率振巾 κ/κ_Y を 2, 4, 6, 8 と変化させた場合の曲げモーメントー曲率関係を示す。曲率振巾が小さい2の場合には、繰返し軟化が生じ、数サイクルで定常なループを示す。曲率振巾が4の場合は、軟化と硬化がほぼバランスし、所定曲率時における曲げモーメントの値はほぼ一定である。曲率振巾がさらに増加すると、繰返し硬化の影響が大きくなり、ループは拡大する。

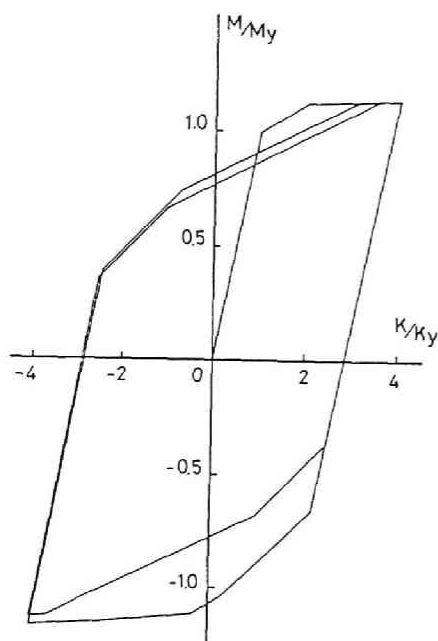
次に各点要素の降伏順序について考察する。Figs.3.3, 3.4 に示すように、軸圧比が0の場合は、図心に関して対称な点要素が同時に降伏する。軸圧比が0以外の場合には、載荷回数が少ない段階では、各点要素が順次降伏していくが、載荷回数が増加するにつれて、図心に関して対称な要素が降伏するようになる。この傾向は、軸圧比が小さい程早期に生ずる。また比較的軸圧比が高い場合、載荷回数の少ない段階で、除荷の瞬間に既に曲げ圧縮側のウェブ質点が降伏している現象がみられる。これらのことを調べるために降伏多角形の推移について考える。Fig.3.9 に示すように、各点要素の応力 σ_i ($i = 1 \sim 4$) は軸力および曲げモーメントに比例する弾性応力 σ_{ie} と、塑性履歴により変化する残留応力の大きさを示すパラメター ξ_1, ξ_2 によって示すことができる。従って、bi-linear 形の応力ーひずみ関係の場合について、各点要素の降伏条件式を示すと次式のようになる。

$$\bar{\sigma}_1 - 2 \leq \sigma_{1e} + \xi_1 + \xi_2 \leq \bar{\sigma}_1 \quad (3.5a)$$

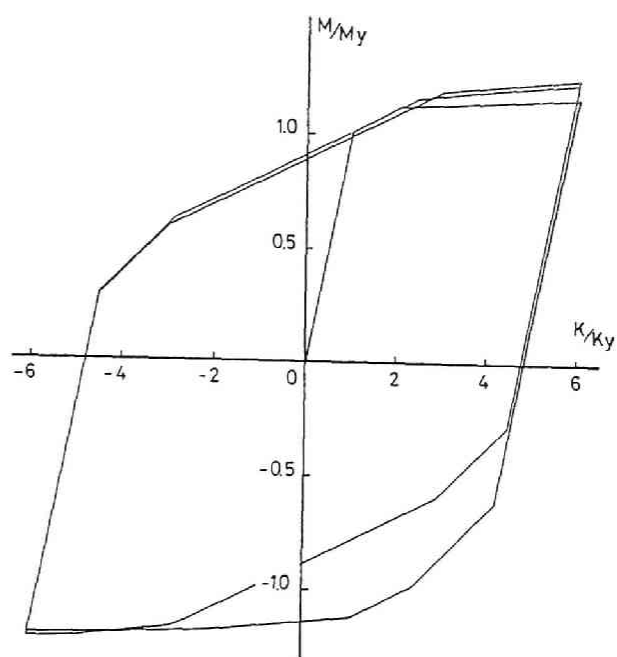
$$\bar{\sigma}_2 - 2 \leq \sigma_{2e} - 4\xi_1 - 2\xi_2 \leq \bar{\sigma}_2 \quad (3.5b)$$

$$\bar{\sigma}_3 - 2 \leq \sigma_{3e} + 4\xi_1 - 2\xi_2 \leq \bar{\sigma}_3 \quad (3.5c)$$

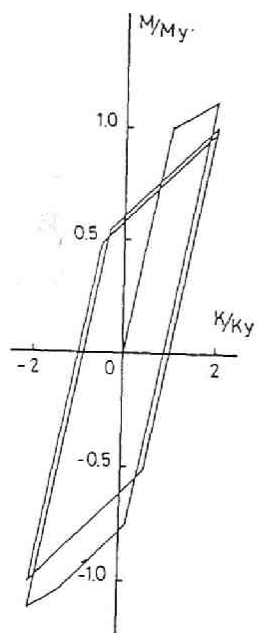
$$\bar{\sigma}_4 - 2 \leq \sigma_{4e} - \xi_1 + \xi_2 \leq \bar{\sigma}_4 \quad (3.5d)$$



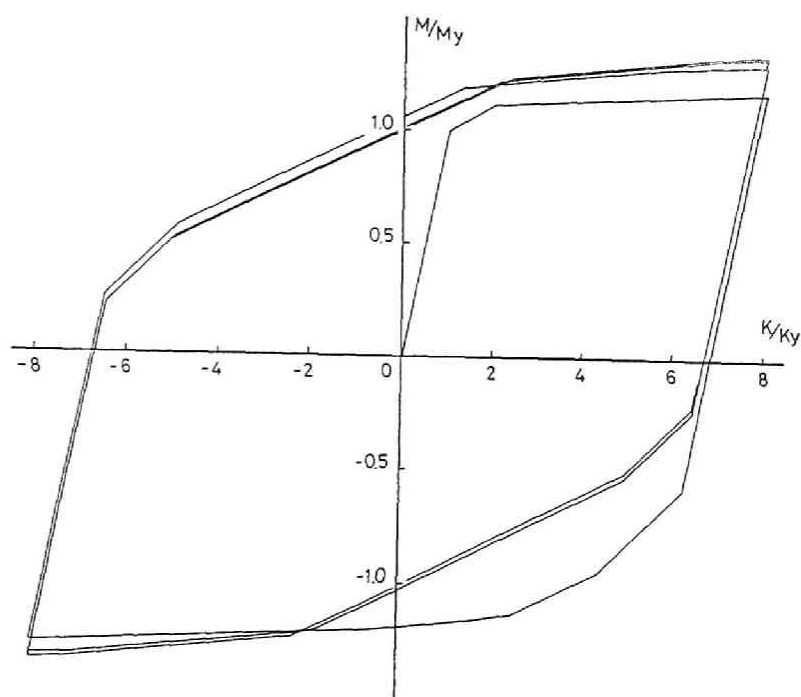
(b) $\kappa/\kappa_y = 4$



(c) $\kappa/\kappa_y = 6$



(a) $\kappa/\kappa_y = 2$



(d) $\kappa/\kappa_y = 8$

Fig.3.8 M- κ Relationship (I-K Model)

$\bar{\sigma}_i$ は塑性履歴を考慮した場合の各点要素の圧縮降伏応力である（圧縮応力を正としている）。弾性応力 σ_{ie} は、軸力 N および曲げモーメント M により直ちに求められる。塑性履歴が既知であれば、降伏応力 $\bar{\sigma}_i$ 、残留応力 ϵ_1, ϵ_2 は定まるから、(3.5a)～(3.5d) 式を N – M 座標上に示すことが出来る。座標軸に無次元軸力 $n=N/N_Y$ 、無次元曲げモーメント $m=M/M_Y$ をとり、(3.5) 式を無次元化して示したものが Fig.3.10 である。多角形 $ABCD$ は、フランジの降伏条件 (f)、 $EFGH$ はウェブの降伏条件 (w) であり、図中の記号はそれぞれ点要素の番号と引っ張り降伏 (t)、圧縮降伏 (c) の区別を示している。(a) 図は初期降伏条件である。(b) 図は軸圧比 0 の場合で、フランジが降伏した後、さらにウェブが降伏した状態を示している。図中の破線は、現在の応力点と初期応力点を結んだ線である。(c) 図は比較的軸圧比が小さく、フランジ、ウェブともに降伏した状態であり、(b) 図と同じ形になっているため、軸圧にかかわらず、軸圧のない場合と同じ曲げモーメント–曲率関係が得られる。(d) 図は、フランジは両方とも降伏しているが、ウェブは片方のみが降伏した状態である。(e) 図は、ウェブの降伏条件が下方に移動したため、除荷後比較的早期にウェブがまず降伏する様子がわかる。(f) は、ウェブの降伏条件がさらに下方に移動し応力点が頂点 E と一致するため、除荷の瞬間からウェブは降伏することがわかる。この現象は既に完全弾塑性材料に対して除荷弾性域という概念により藤本・羽倉により示されている [3.2]。I–K モデルの場合の降伏多角形の推移を Fig.3.11 に示す。本モデルは要素 “a”、”b” の直列モデルであり、初期降伏多角形は bi-linear 形と同じであるが、塑性変形が生じるとフランジの “a” 要素 (fa)、“b” 要素 (fb)、ウェブの “a” 要素 (wa)、“b” 要素 (wb) の 4 つの多角形が生じる。この 4 つの多角形に内接する多角形が降伏多角形である。やや複雑となるが、(a)～(f) 図に示すように、現象としては bi-linear 形の場合と同様のことが生じる。

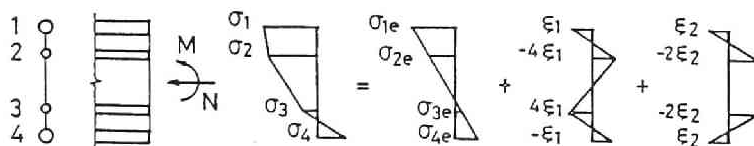


Fig.3.9 Elastic and Residual Stress Distribution

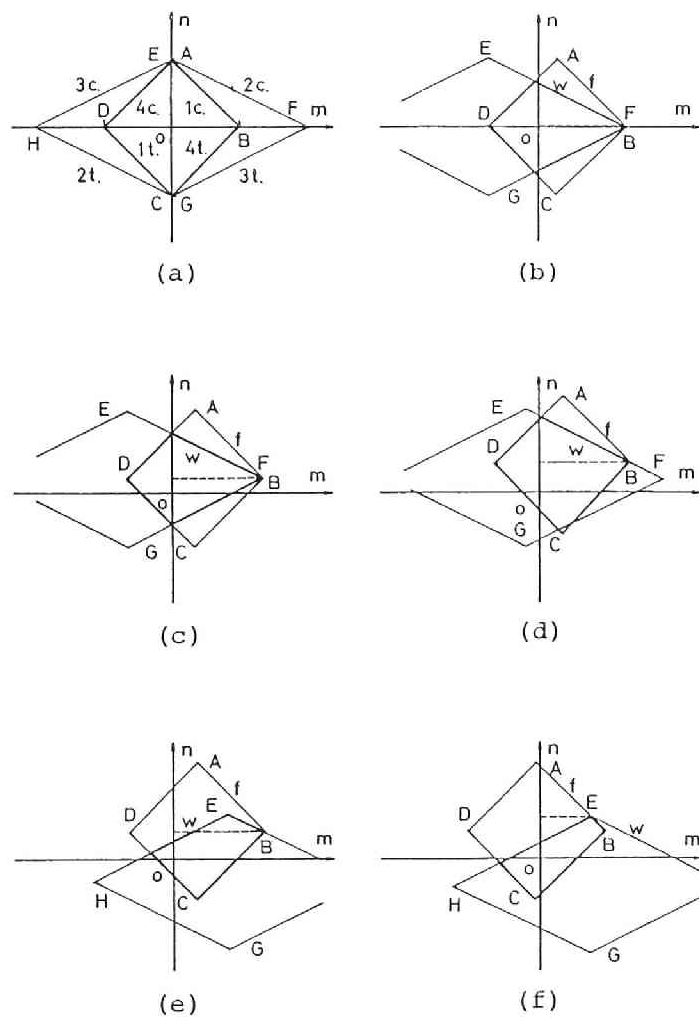


Fig.3.10 Yield Condition (Bi-linear Model)

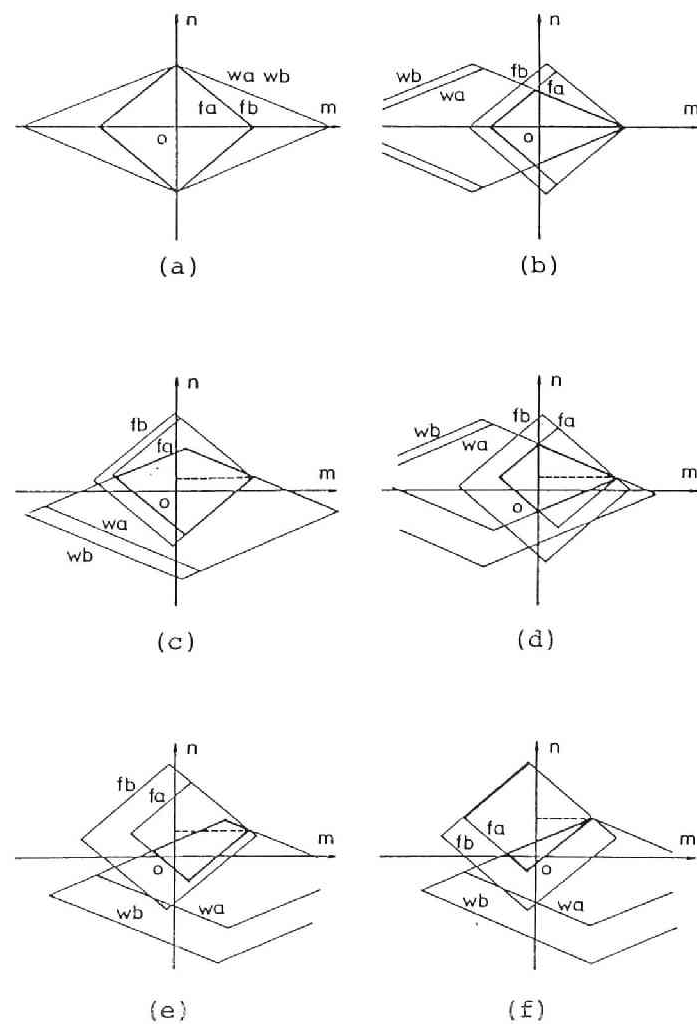


Fig.3.11 Yield Condition (I-K Model)

以上の議論は、ひずみの増大とともに応力が無限に増加するものと仮定しているが、現実の材料では、応力の値は有限であり、ひずみの増加とともに剛性が低下する。ここでは、材料の応力-ひずみ関係を Fig.3.12 に示すように、応力が降伏応力 σ_Y の α 倍 ($1/\alpha$: 降伏比) になると、それ以上応力が増加しない tri-linear 形に仮定する。これは Ziegler の移動硬化理論に従う降伏曲面(載荷曲面)が、半径を α 倍した限界曲面に到達すると、それ以上のひずみ硬化が存在しなくなるというモデルに対応している。

この応力-ひずみ関係モデルを用いて、断面を4点モデルに仮定し、一定軸圧下で定曲率振巾交番繰返し曲げを受ける場合の、定常状態に達した状態の曲げモーメント-曲率関係に対する解を求め、前述の無限にひずみ硬化が生じるとした α が ∞ の場合の挙動と比較検討を行う。

Fig.3.1 に示す4点モデルで $\alpha=1/2$ とする。各点要素 ($i=1\sim4$) に作用する応力を σ_i とし、 σ_Y で無次元化した応力を $\bar{\sigma}_i$ とする。軸力 N 、曲げモーメント M と各点要素の応力の関係は、

$$n = \frac{N}{N_Y} = \frac{\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_4 + k(\bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)}{2(1+k)} \quad (3.6a)$$

$$m = \frac{M}{M_Y} = \frac{\bar{\sigma}_1 - \bar{\sigma}_4 + k(\bar{\sigma}_2 - \bar{\sigma}_3)/2}{2(1+k/4)} \quad (3.6b)$$

各点要素の降伏条件は、降伏曲面の中心の座標を α_i とすると

$$-\sigma_Y \leq \sigma_i - \alpha_i \leq \sigma_Y \quad (3.7)$$

限界応力条件は

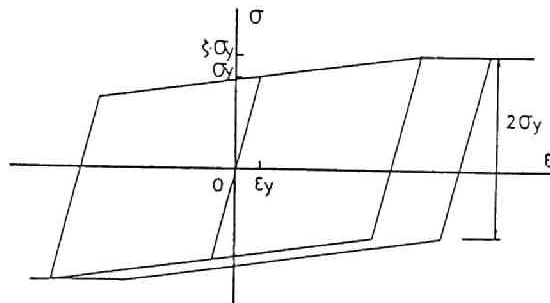


Fig.3.12 Stress-Strain Relationship

$$-\zeta\sigma_Y \leq \sigma_i - \alpha_i \leq \zeta\sigma_Y \quad (3.8)$$

定常状態に限れば、各点要素の応力-ひずみ関係は、Fig.3.13 に示すように、弾性挙動3種（E 1～E 2）、弾塑性挙動3種（P 1～P 2）の計6種に分類される。4点モデルでは、点対称条件（定常条件）より1，4点と、2，3点は同じ応力-ひずみ関係をたどる。従って要素全体の履歴応力状態は6種類の組み合わせにより、Table 3.1 に示すようなa～tの20種類が考えられる。定常状態の応力-ひずみ関係はすべて、所定曲率時のひずみが定まれば、それまでのひずみ履歴にかかわらず、一意的に決定出来る。

応力状態bについて考える。各点要素の無次元化されたひずみを $e_i = \epsilon_i / \epsilon_Y$ ($i=1\sim4$)、図心の位置の軸ひずみ $e_g = \epsilon_g / \epsilon_Y$ 、曲率 $e_k = \kappa / \kappa_Y$ とし、所定曲率を e_{k0} とすると、

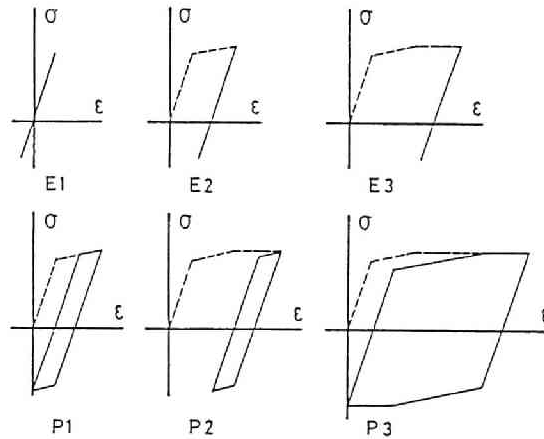


Fig.3.13 Strain History

Table 3.1 Stress Distribution Pattern

Point	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j
1,4	E1	E2	E2	E3	E3	E3	P1	P1	P2	P2
2,3	E1	E1	E2	E1	E2	E3	E1	E2	E1	E2
	k	l	m	n	o	p	q	r	s	t
1,4	P2	P3	P3	P3	P1	P2	P2	P3	P3	P3
2,3	E3	E1	E2	E3	P1	P1	P2	P1	P2	P3

$$\bar{\sigma}_1 = 1 + \mu(e_1 - 1) = 1 + \mu(e_g + e_{k0} - 1) \quad (3.9a)$$

$$\bar{\sigma}_2 = e_2 = e_g + e_{k0}/2 \quad (3.9b)$$

$$\bar{\sigma}_3 = e_3 = e_g - e_{k0}/2 \quad (3.9c)$$

$$\bar{\sigma}_4 = \bar{\sigma}_1 - (e_1 - e_4) = \bar{\sigma}_1 - 2e_{k0} \quad (3.9d)$$

上式を (3.6) 式に代入すると

$$m = e_{k0} \quad (3.10a)$$

$$n = \frac{[2(1-\mu)(1-e_{k0}) + 2(k+\mu)e_g]}{2(1+k)} \quad (3.10b)$$

$$e_g = \frac{[2(1+k)n - 2(1-\mu)(1-e_{k0})]}{2(k+\mu)} \quad (3.10c)$$

となる。また上式の成立範囲は $\bar{\sigma}_1 \leq \zeta$, $e_{k0} \leq 1$, $e_g + e_{k0}/2 \leq 1$ であるから

$$n + e_{k0} \leq \frac{[\zeta(k+\mu) - k(1-\mu)]}{\mu(1+k)} \quad (3.11a)$$

$$e_{k0} \leq 1 \quad (3.11b)$$

$$n + \frac{(2+k-\mu)e_{k0}}{2(1+k)} \leq 1 \quad (3.11c)$$

である。他の応力状態についても、同様の演算を行えば、Table 3.2 に示すように各状態に対する応答と、その成立範囲が求められる。応力状態のうち、a, b, c, d, e, f は弾性応答を示し、g ~ t は弾塑性応答を示す。そのうち f, k, n, q, s, t の 6 種類は、各点要素の応力-ひずみ関係が定常状態とはならず、軸圧と曲率振巾の大きさに応じて、各サイクル毎に軸ひずみが蓄積されていく。表より明らかなように、所定曲率 e_{k0} と曲げモーメント m の関係式は、6 種類となっている。a ~ t の状態が、軸圧と曲率の大きさに応じて、どのような領域に存在するかを示したものが Fig.3.14 である。これらは μ の大きさに応じて若干の変化があり、

(a) 図

$$\zeta \leq 1 + \frac{\mu}{2} \quad (3.12a)$$

Table 3.2 Bending Moment-Curvature Relationship
(Steady State Response)

a : $m = e\kappa_o$ $eg = n$	$n + e\kappa_o \leq 1$
b : $m = e\kappa_o$ $eg = \frac{2(1+k) - 2(1-\mu)(1-e\kappa_o)}{2(k+\mu)}$	$n + \frac{2+k-\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \leq 1$
c : $m = e\kappa_o$ $eg = \frac{1}{\mu} [n + \frac{(2+k)(1-\mu)}{2(1+k)} e\kappa_o - 1 + \mu]$	$n + \frac{2+k(1+\mu)}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \zeta$ $n + \frac{2+k-\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \geq 1$
d : $m = e\kappa_o$ $eg = \frac{1}{k} [(1+k)n - \zeta + e\kappa_o]$	$n + e\kappa_o \geq \frac{\zeta(k+\mu) - 1 + \mu}{(1+k)\mu}$ $n + \frac{2+k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{\zeta+k}{1+k}$
e : $m = e\kappa_o$ $eg = \frac{1}{2\mu k} [2(1+k)n + (2+k(1-\mu))e\kappa_o - 2\zeta - 2k(1-\mu)]$	$n + \frac{2+k(1+\mu)}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \zeta$ $n + \frac{2+k}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \frac{2(\zeta+k)}{2(1+k)}$ $n + \frac{2+k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \zeta$
f : $m = e\kappa_o$ $\Delta eg = 2(n - \zeta) + \frac{2+k}{1+k} e\kappa_o$	
g : $m = \frac{(2\mu+k/2)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{2+k/2}$ $eg = \frac{1+k}{k+\mu} n$	$n + \frac{k+\mu}{1+k} e\kappa_o \leq \frac{(k+\mu)(\zeta+\mu-1)}{\mu(1+k)}$ $n + \frac{k+\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{k+\mu}{1+k}$
h : $m = \frac{(2\mu+k/2)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{2+k/2}$ $eg = \frac{2(1+k)n + k(1-\mu)e\kappa_o - 2k(1-\mu)}{2\mu(1+k)}$	$n + \frac{k(1+\mu) + 2\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \zeta \frac{1-\mu}{1+k}$ $n + \frac{k+\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \frac{k+\mu}{1+k}$
i : $m = \frac{(2\mu+k/2)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{2+k/3}$ $eg = \frac{1}{2k} [2(1+k)n + 2\mu e\kappa_o + 2(1-\mu-\zeta)]$	$n + \frac{k+\mu}{1+k} e\kappa_o \geq \frac{k+\mu}{1+k} (1 + \frac{\zeta-1}{\mu})$ $n + \frac{2\mu+k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{\zeta+k+\mu-1}{1+k}$
j : $m = \frac{(2\mu+k/2)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{2+k/2}$ $eg = \frac{1}{2\mu k} [2(1+k)n + (2\mu+k(1-\mu))e\kappa_o - 2\zeta + 2(1-k)(1-\mu)]$	$n + \frac{2\mu+k(1+\mu)}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \zeta \frac{1-\mu}{1+k}$ $n + \frac{2\mu+k}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \frac{\zeta+k+\mu-1}{1+k}$ $n + \frac{2\mu+k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \zeta \frac{1-\mu}{1+k}$
k : $m = \frac{(2\mu+k/2)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{2+k/2}$ $\Delta eg = \frac{2(1+k)(n-\zeta) + (k+2\mu)e\kappa_o + 2(1-\mu)}{k+\mu}$	
l : $m = \frac{k/2 e\kappa_o + 2\zeta}{2+k/2}$ $eg = \frac{1+k}{k} n$	$e\kappa_o \geq 1 + (\zeta-1)/\mu$ $n + \frac{k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{k}{1+k}$

$$m : m = \frac{k/2e\kappa_o + 2\zeta}{2+k/2}$$

$$eg = \frac{1}{2\mu} \left[\frac{2(1+k)}{k} n + (1-\mu)(e\kappa_o - 2) \right]$$

$$e\kappa_o \geq 1 + (\zeta - 1)/\mu$$

$$n + \frac{k}{2(1+k)} e\kappa_o \geq \frac{k}{1+k}$$

$$n + \frac{k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{k}{1+k} \zeta$$

$$n : m = \frac{k/2e\kappa_o + 2\zeta}{2+k/2}$$

$$\Delta eg = \frac{2(1+k)}{k} n + e\kappa_o - \zeta$$

$$o : m = \frac{(4+k)\mu/2e\kappa_o + (2+k)(1-\mu)}{2+k/2}$$

$$eg = \frac{n}{\mu}$$

$$n + \mu e\kappa_o \leq \mu + \zeta - 1$$

$$p : m = \frac{(4+k)\mu/2e\kappa_o + (2+k)(1-\mu)}{2+k/2}$$

$$eg = \frac{1}{2\mu k} [2(1+k)n + 2\mu e\kappa_o + 2(1-\zeta-\mu)]$$

$$n + \mu e\kappa_o \geq \zeta + \mu - 1$$

$$e\kappa_o \leq 1 + \frac{\zeta - 1}{\mu}$$

$$n + \frac{(2+k)\mu}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \zeta + \mu - 1$$

$$q : m = \frac{(4+k)\mu/2e\kappa_o + (2+k)(1-\mu)}{2+k/2}$$

$$\Delta eg = \frac{2(1+k)n + \mu(2+k)e\kappa_o + 2(1+k)(1-\mu-\zeta)}{\mu(1+k)}$$

$$r : m = \frac{k\mu/2e\kappa_o + 2\zeta + k(1-\mu)}{2+k/2}$$

$$eg = \frac{1+k}{k\mu} n$$

$$e\kappa_o \geq 1 + \frac{\zeta - 1}{\mu}$$

$$n + \frac{k}{2(1+k)} e\kappa_o \leq \frac{k(\zeta + \mu - 1)}{1+k}$$

$$s : m = \frac{k\mu/2e\kappa_o + 2\zeta + k(1-\mu)}{2+k/2}$$

$$\Delta eg = \frac{1}{\mu} \left[\frac{2(1+k)}{k} n + \mu e\kappa_o + 2(1-\mu-\zeta) \right]$$

$$t : m = \frac{2+k}{2+k/2} \zeta$$

(b) 図

$$1 + \frac{\mu}{2} \leq \zeta \leq \frac{(2+k+k\mu)}{(2+k-\mu)} \quad (3.12b)$$

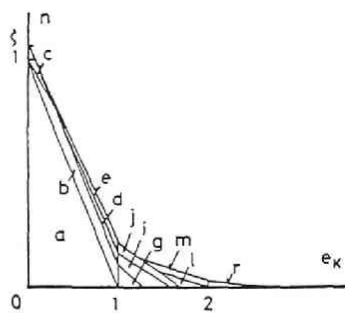
(c) 図

$$\frac{(2+k+k\mu)}{(2+k-\mu)} \leq \zeta \leq 1+\mu \quad (3.12c)$$

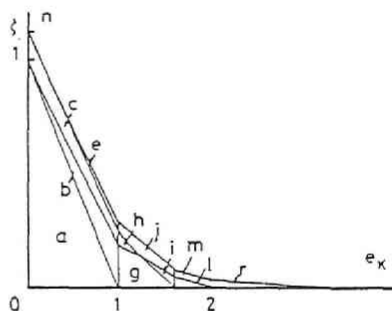
(d) 図

$$1+\mu \leq \zeta \quad (3.12d)$$

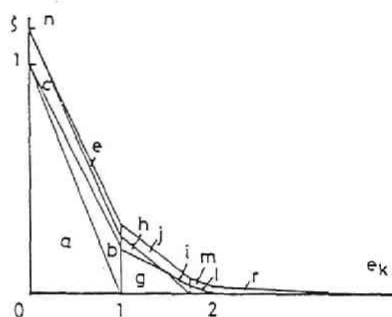
となっている。 a～f は弾性応答を示しており、そのうち領域 a は初期状態から常に弾性応答を示すが、他の領域は初期は弾塑性応答を示しており、繰返し载荷により変形硬化したことを示している。 応力に限界がなければ、一定曲率振巾で繰返し曲げ载荷を行えば、曲率振巾が降伏曲率以下なら、軸圧の大きさにかかわらず変形硬化するが [3.36]、応力に限界値が存在する場合は、限界値の大きさが小さくなるに従って、変形硬化する領域が減少することがわかる。 弾塑性応答を示す g～t の内 k, n, q, s, t 以外の領域は Fig.3.14 に示すように、定常状態を示し交番塑性となっている。 一方上述の 5 つの領域では、繰返し曲げ载荷に伴い軸ひずみが蓄積し漸増崩壊する。 bi-linear 形の応力-ひずみ関係を用いた場合は、曲率振巾のいかんにかかわらず、必ず軸圧 0 の場合の曲げモーメント-曲率関係に収束し、変形硬化が交番塑性状態を示すようになるのに対して、応力に限界値を設定すれば、定常状態を示す交番塑性状態に収束する領域は (a)～(d) 図を比較すれば明らかなように、パラメーター ζ が小さいほど少なくなり、それ以外の領域では漸増崩壊することとなる。 また定常状態に対する所定曲率時の曲げモーメントと曲率を順次結合した骨格曲線は、材料定数 ζ と μ に応じて、Fig.3.15 に示すような、I, II の 2 種となる。 骨格曲線の折れ曲がり点の座標を図中に示してある。 図より明らかなように、 ζ が ∞ の場合は、一番外側の骨格曲線となり、 ζ が小さくなるに従って ζ が ∞ の場合の軸圧 0 の曲げモーメント-曲率関係に収束するための限界曲率は小さくなる。その曲率を越えると、曲げ抵抗が小さい曲線に収束する。 この曲げ抵抗は ζ が小さいほど小さくなる。 即ち材料的に応力の大きさに限界が存在すれば、構造的にも繰返し硬化を示したのち定常状態を示すための条件が存在することになり、また定常化した状態の曲げ抵抗は ζ が ∞ の場合に比して小さくなる。但し、本解析では材料の繰返し軟化や硬化及びバウシinger 効果を考慮していないため、比較的曲率振巾の小さい領域では、以上の議論が当てはまらない場合が存在するものと考えられる。



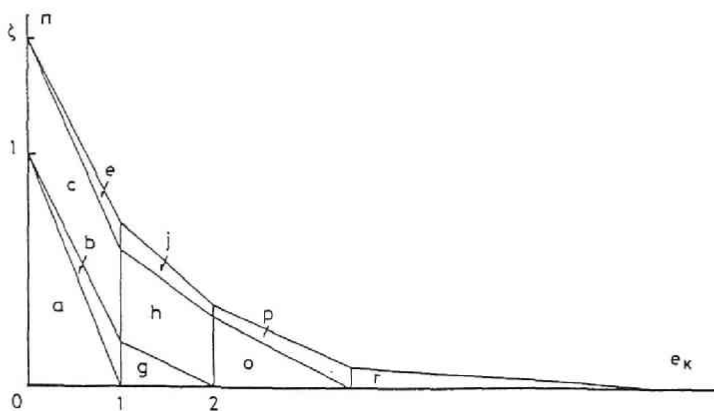
(a) $\zeta \leq 1 + \mu/2$



(b) $1 + \mu/2 \leq \zeta \leq (2+k+k\mu)/(2+k-\mu)$



(c) $(2+k+k\mu)/(2+k-\mu) \leq \zeta \leq 1 + \mu$



(d) $1 + \mu \leq \zeta$

Fig.3.14 Domain of Stress Distribution Pattern

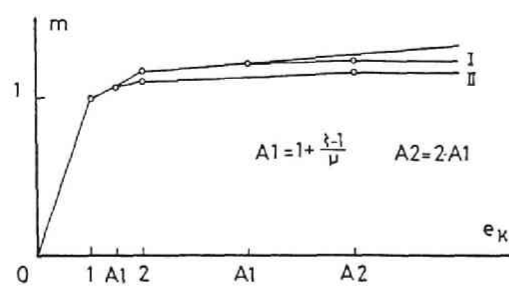


Fig.3.15 Skeleton Curve
(Steady State M- κ Relationship)

3. 2. 軸力・せん断力・曲げモーメント－軸ひずみ・せん断ひずみ・曲率関係

H形断面材が強軸曲げを受ける場合、材のプロポーションによっては、曲げ降伏に先立ってせん断降伏が生じる場合があり、塑性域も含めた曲げせん断変形状について検討しておく必要がある。完全弾塑性材からなる、H形断面材の軸力・せん断力・曲げモーメントに関する相関関係については Drucker[3.11]以降、いくつかの研究がなされている [3.12, 3.13, 3.14, 3.15]。これらは主として下界定理に基づき、耐力を求める問題として取り扱われており、変形については考慮されていない。近年 $N \cdot M \cdot Q$ を考慮した降伏関数と塑性流動法則を用いた塑性ヒンジモデルが提案されているが [3.24]、これは、軸ひずみ・せん断ひずみ・曲率の局所変形を考えたものであるため、比較的長い材の材端部が降伏する際のせん断ひずみを評価する上では有効であるが、材長の短い材の実験で生じるような材軸方向にウェブがほぼ一様に降伏する場合には、現象との対応が難しいものと思われる。また弾塑性変形挙動に大きな影響を与えると考えられるひずみ硬化現象も無視されている。一方塑性せん断剛性については、比較的早期にせん断降伏が生じる柱・はり接合部の問題として取り扱った研究は多く、これらは次章で述べるようにフランジの曲げ剛性、曲げ耐力を考慮したものがほとんどであるが、ウェブの組み合わせ応力下におけるひずみ硬化、バウシinger効果を考慮した繰返し載荷時の挙動も含めた解析は筆者の知るかぎり存在しない。

ここでは、曲げせん断を受ける部材の弾塑性挙動を追究するうえで基礎となる一般下応力 (N, Q, M)－一般化ひずみ ($\epsilon_g, \gamma, \kappa$) 関係について、繰返し加力時の挙動も含めて調べる。Fig.3.16 に示すように、一定軸圧のもとで、横力 H を受ける柱を考える。曲げモーメントに及ぼす柱軸力による $N \cdot \Delta$ 効果は無視するか、材長方向に線形化して考えれば、任意の断面に対して、曲げモーメント M とせん断力 Q は Fig.3.17 に示すように、比例的に変化するようになる。

Fig.3.18 に示すように、 N, M, Q を受けるH形断面部材要素を考える。軸ひずみは平面保持の仮定に従い、せん断ひずみはウェブに一様に分布するものとする。またフランジの板厚は十分に薄く、面外せん断力は負担しないものとする [3.18]*。

* この仮定は、せん断降伏する材のうち、比較的長い材に有効で、短い材についてはフランジの曲げ剛性が関係する。この問題は次章で取り扱う。

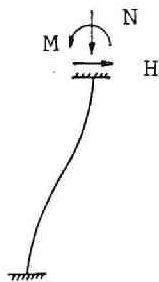


Fig.3.16 Beam-Column

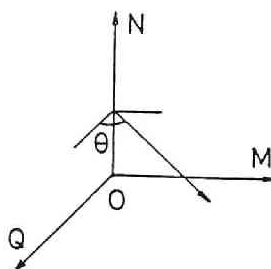


Fig.3.17 Stress Trajectory

H形断面を Fig.3.19 に示すようにフランジ、ウェブそれぞれ2点の、計4点モデルにモデル化する。軸ひずみ ϵ_i ($i=1\sim4$) は平面保持の仮定が成立すると考えているので、図心の軸ひずみ ϵ_g と曲率 κ を定めれば決定し、せん断ひずみ γ_i ($i=2,3$) はウェブに一様に分布すると考えているので、各点要素のひずみは次式のようなになる。

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\epsilon}_g + \frac{h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.13a)$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_g + \frac{h}{4} \dot{\kappa} \quad (3.13b)$$

$$\dot{\epsilon}_3 = \dot{\epsilon}_g - \frac{h}{4} \dot{\kappa} \quad (3.13c)$$

$$\dot{\epsilon}_4 = \dot{\epsilon}_g - \frac{h}{2} \dot{\kappa} \quad (3.13d)$$

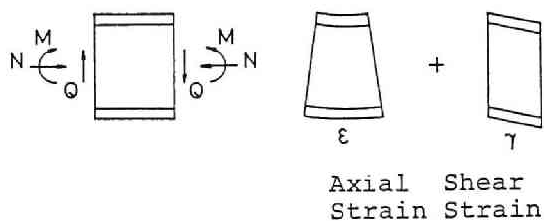


Fig.3.18

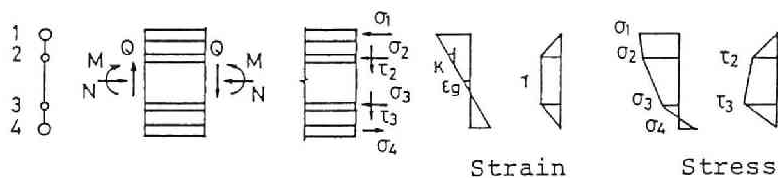


Fig.3.19 Stress and Strain Distributions

$$\dot{\gamma}_2 = \dot{\gamma}_3 = \dot{\gamma} \quad (3.14)$$

各点要素の応力-ひずみ関係は、フランジについては、軸方向応力のみが作用するため、前節の曲げモーメント-曲率関係を求めた場合と同じであるが、ウェブについては、軸方向応力とせん断応力の複合応力を受けるため、前章の(2.30), (2.31)式より次式のようなになる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{\sigma}_{xi} \\ \dot{\tau}_{xyi} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C11(i), C12(i) \\ C21(i), C22(i) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_i \\ \dot{\gamma}_i \end{Bmatrix} \quad (i=1 \sim 4) \quad (3.15)$$

ここで

$$C11(i) = E \frac{H'(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})^2 + 3(H' + 3G)(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})^2}{(H' + E)(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})^2 + 3(H' + 3G)(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})^2}$$

$$C12(i) = C21(i) = \frac{3EG(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})}{(H' + E)(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})^2 + 3(H' + 3G)(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})^2}$$

$$C22(i) = \frac{(H' + E)(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})^2 + 3H'(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})^2}{(H' + E)(\sigma_{xi} - \alpha_{xi})^2 + 3(H' + 3G)(\tau_{xyi} - \alpha_{xyi})^2}$$

H' は等方硬化の場合の相当応力-相当塑性ひずみ関係の勾配を示すものであり、ここでは弾性域で ∞ 、バウシニング域で $10\mu/(1-10\mu)E$ 、塑性域で $\mu/(1-\mu)E$ である。

軸力・せん断力・曲げモーメントの増分 \dot{N} 、 \dot{Q} 、 \dot{M} は次式で示される。

$$\dot{N} = \sum_{i=1}^4 \dot{\sigma}_i A_i \quad (3.16a)$$

$$\dot{Q} = \sum_{i=1}^4 \dot{\tau}_i A_i \quad (3.16b)$$

$$\dot{M} = \sum_{i=1}^4 \dot{\sigma}_i h_i A_i \quad (3.16c)$$

上式で A_i は各点要素の断面積、 h_i は図心を原点としたときの各点要素の座標を示す。

(3.16)式に(3.13), (3.14), (3.15)式の関係を用いれば、一般化応力-一般化ひずみ関係は、増分形で以下のようなになる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{Q} \\ \dot{M} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11}, & K_{12}, & K_{13} \\ K_{21}, & K_{22}, & K_{23} \\ K_{31}, & K_{32}, & K_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_g \\ \dot{\gamma} \\ \dot{\kappa} \end{Bmatrix} \quad (3.17)$$

ここで K_{ij} は次式のようにになる。

$$K_{11} = A_1 [C_{11}(1) + k\{C_{11}(2) + C_{11}(3)\} + C_{11}(4)]$$

$$K_{12} = K_{21} = A_1 k\{C_{12}(2) + C_{12}(3)\}$$

$$K_{13} = K_{31} = \frac{A_1 h}{2} [C_{11}(1) + \frac{k}{2}\{C_{11}(2) - C_{11}(3)\} - C_{11}(4)]$$

$$K_{22} = A_1 \{C_{22}(2) + C_{22}(3)\}$$

$$K_{23} = K_{32} = \frac{A_1 k h}{4} \{C_{12}(2) - C_{12}(3)\}$$

$$K_{33} = \frac{A_1 h}{4} [C_{11}(1) + \frac{k}{4}\{C_{11}(2) + C_{11}(3)\} + C_{11}(4)]$$

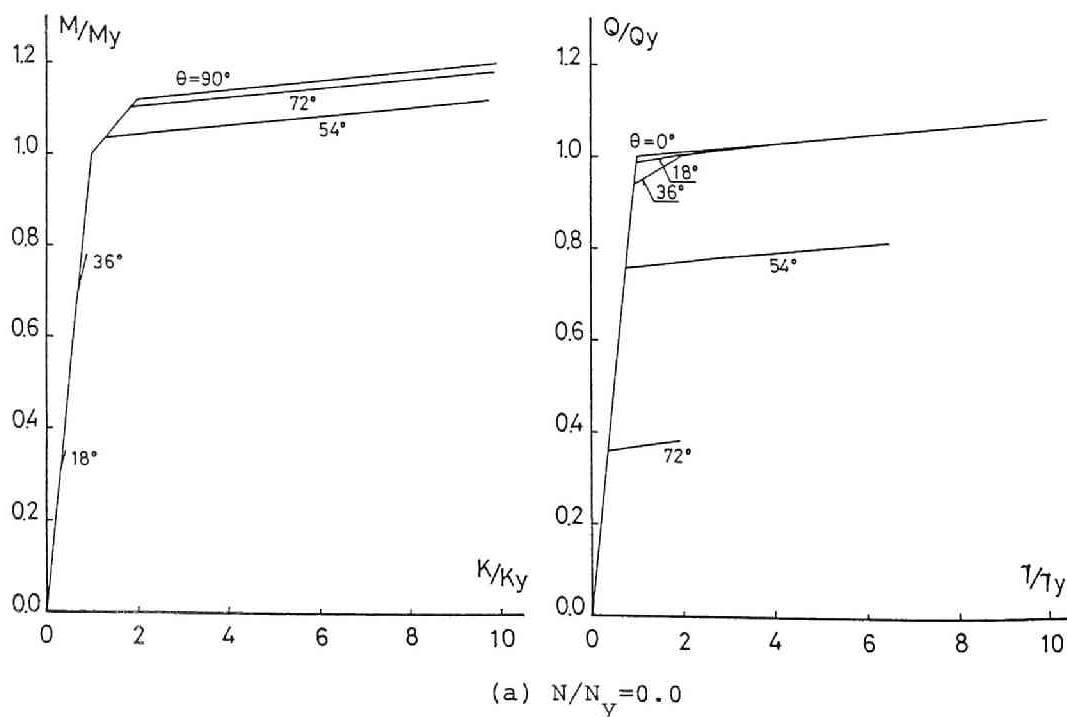
$$A_1 = \frac{A_0}{2(1+k)}$$

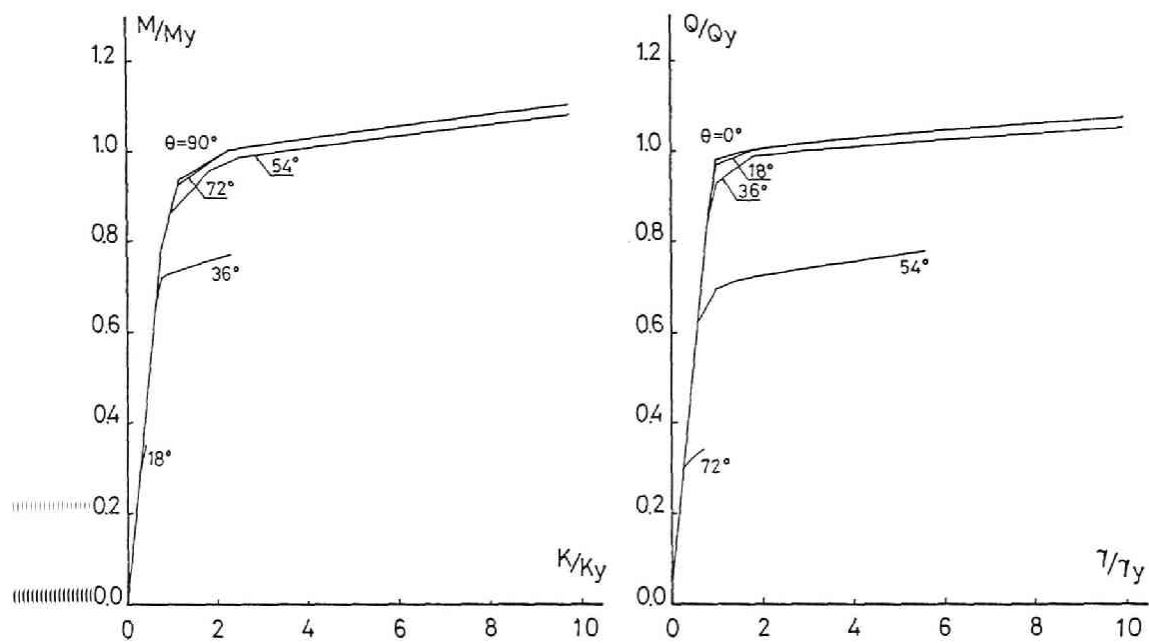
前節と同じ断面形、材料定数を有するH形断面材要素の挙動を、曲げモーメントー曲率関係、せん断力ーせん断ひずみ関係として示したものが Fig.3.20 である。図は軸圧0の場合の初期降伏モーメント、降伏曲率およびウェブの降伏せん断力、降伏せん断ひずみで無次元化してある。図中のパラメータ θ は Fig.3.17 に示したように、曲げモーメントとせん断力の割合を示し、 $\theta = 90^\circ$ は純曲げ、 $\theta = 0^\circ$ は純せん断である。全体的にみて、曲げ耐力は、軸圧比 N/N_Y の影響を受け、 N/N_Y が大きくなるに従って低下するのに対し、せん断耐力は、垂直応力とせん断応力を受ける場合の降伏条件式の形と、ウェブの軸方向応力がせん断降伏後、フランジに流れることにより (Fig.3.22参照)、それほど軸圧の影響を受けない。曲げとせん断の比率を定めるパラメータ θ が 54° 以上では、曲げモーメントー曲率関係は θ にかかわらずほぼ同一となるが、せん断ひずみ成分は、その領域でも θ が小さくなるほど大きくなる。即ち、曲げ降伏形であっても (θ が大)、ウェブは複合応力を受けているため塑性せん断ひずみはある程度存在することがわかる

。 θ が小さいせん断降伏形の場合は、軸圧比が小さい場合、せん断変形が大きく、曲げの塑性変形はフランジが降伏しないため、ほとんど認められないのに対して、軸圧比が大きくなると、曲げ圧縮側フランジに降伏が生じ、曲げの塑性変形は若干大きくなる。

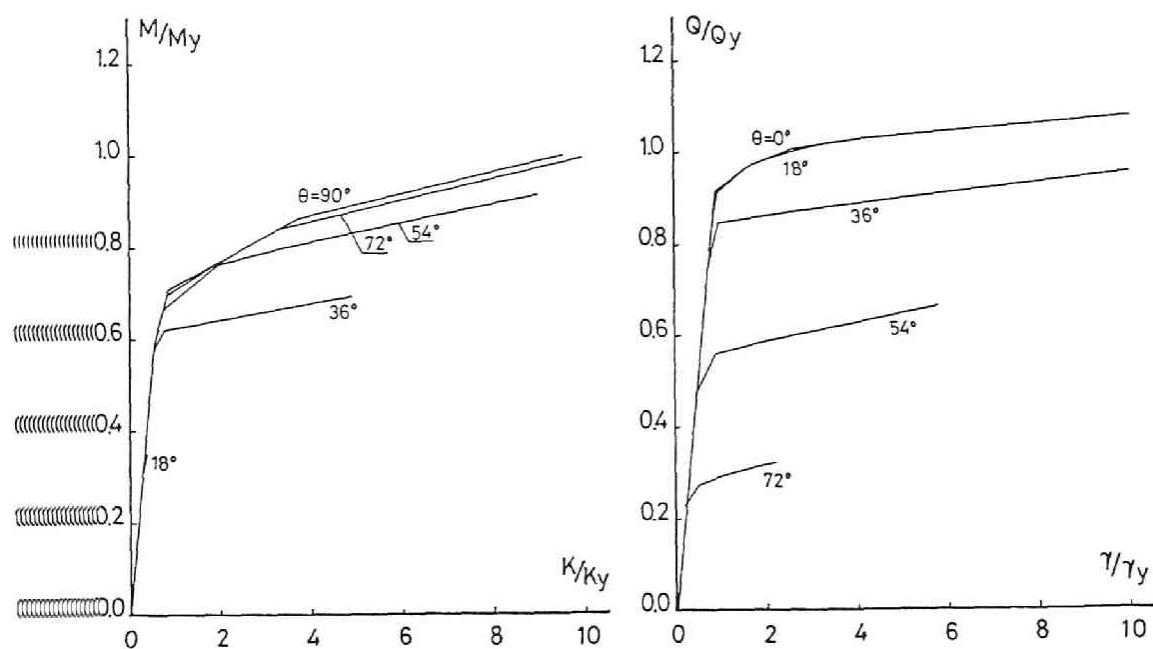
Fig.3.21 に軸圧 N が一定の面で切断した N 、 Q 、 M の相関関係を示す。 応力 Q 、 M は(a)図に示すように比例的に変動するものとする。 図中の○印内の数値は、降伏する点要素番号を示し、①、④がフランジ、②、③がウェブの降伏に対応する。 θ が小さい場合は、フランジの降伏条件がかなり外側に位置するため、上述したように塑性せん断ひずみもある程度存在することになる。 一般に軸圧が高くなるに従って、曲げ圧縮フランジの降伏が早くなり、初期曲げ降伏の領域が大きくなる。

Fig.3.22 に弾性限界時と、せん断ひずみが降伏ひずみのほぼ5倍に達したときの、垂直応力 σ とせん断応力 τ の分布を示す。 純せん断($\theta=0^\circ$)のとき、垂直応力 σ は最初断面に一樣に分布するが、ウェブのせん断降伏にともない、フランジに流れるため凹形の分布を示すようになる。 θ が大きくなり、曲げ応力が大きくなるに従い、せん断応力の分布は対称な台形分布から、垂直応力の小さい第3点要素に集中する非対称な分布形に変わる。





(b) $N/N_y = 0.2$



(c) $N/N_y = 0.4$

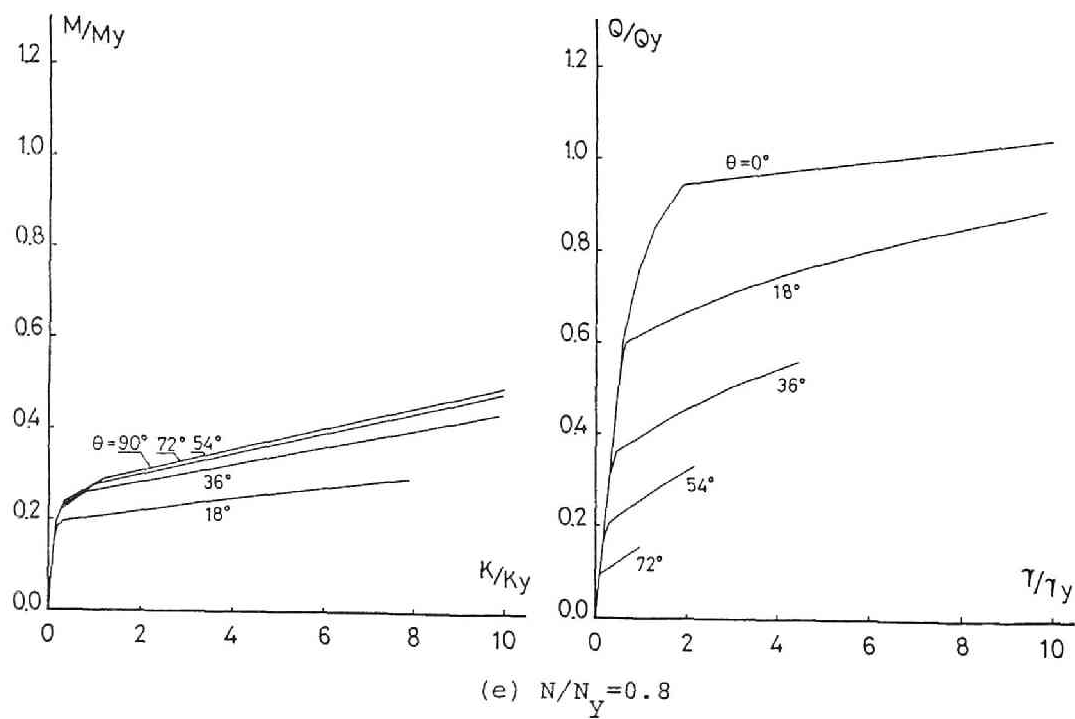
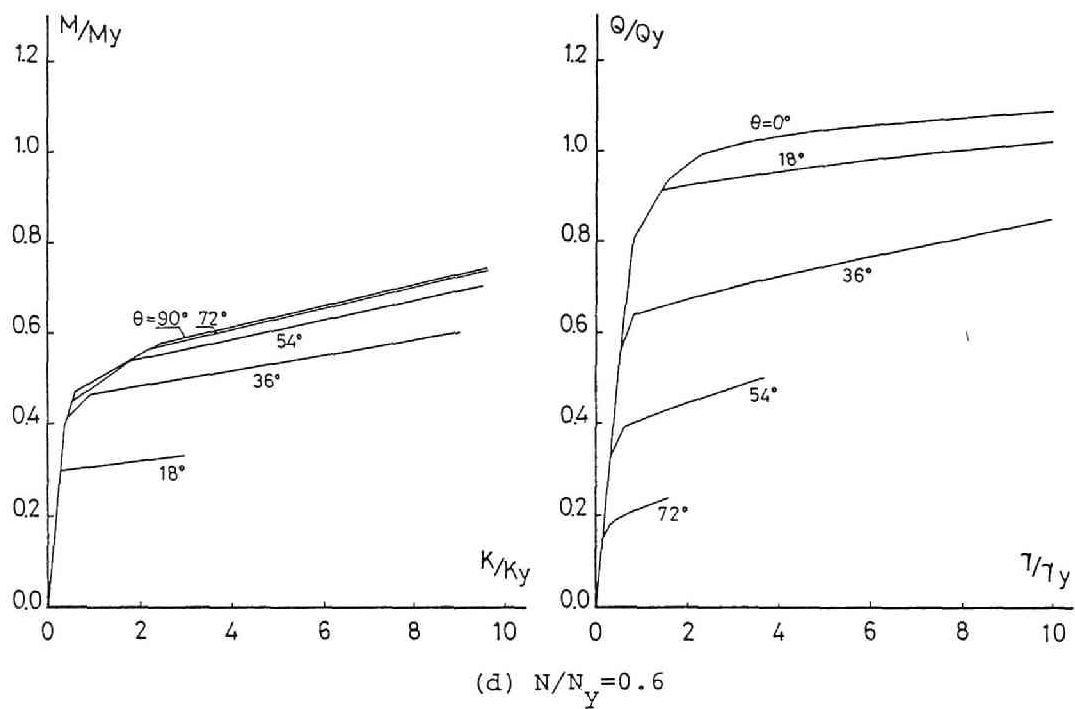
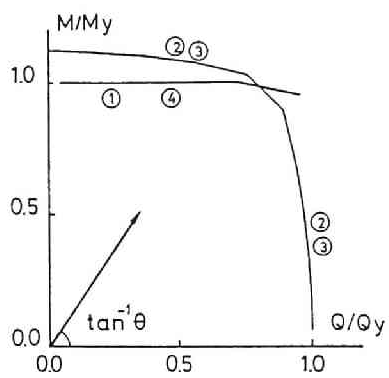
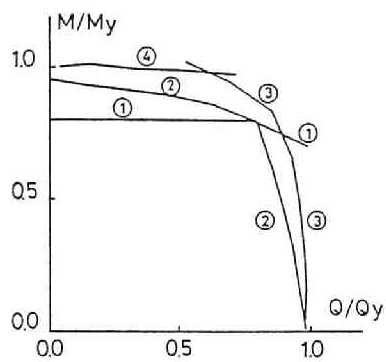


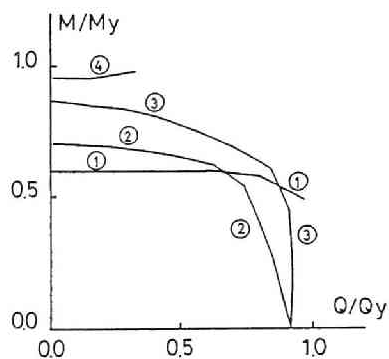
Fig.3.20 M- κ and Q- γ Relationships



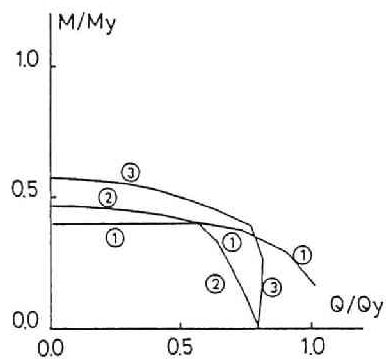
(a) $N/N_Y = 0.0$



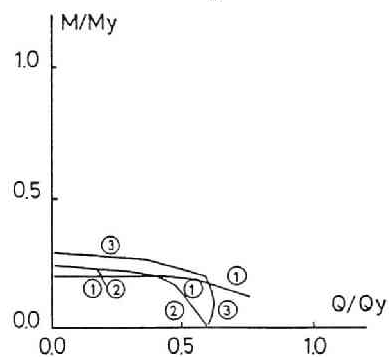
(b) $N/N_Y = 0.2$



(c) $N/N_Y = 0.4$



(d) $N/N_Y = 0.6$



(e) $N/N_Y = 0.8$

Fig.3.21 M-Q Relationship

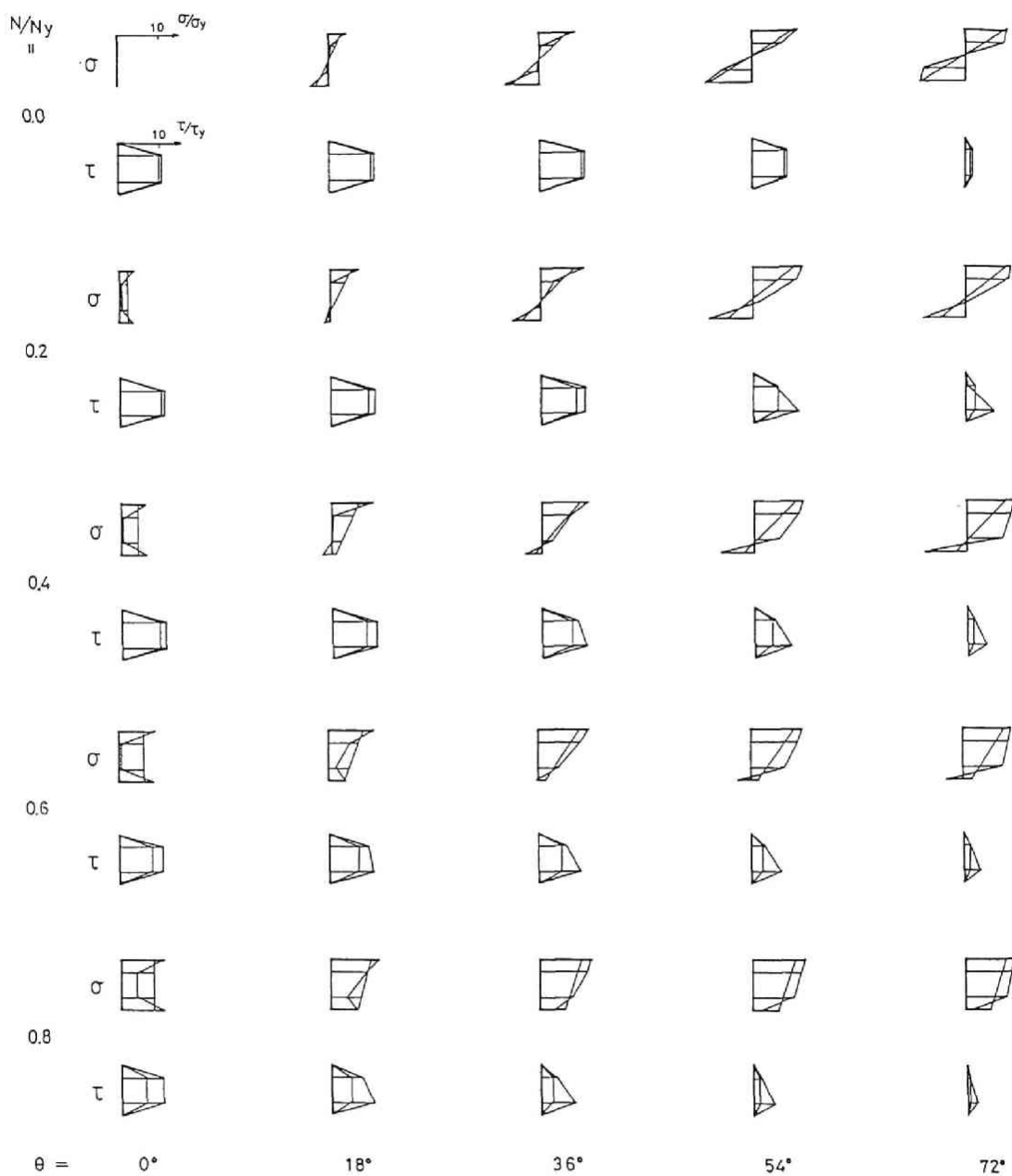
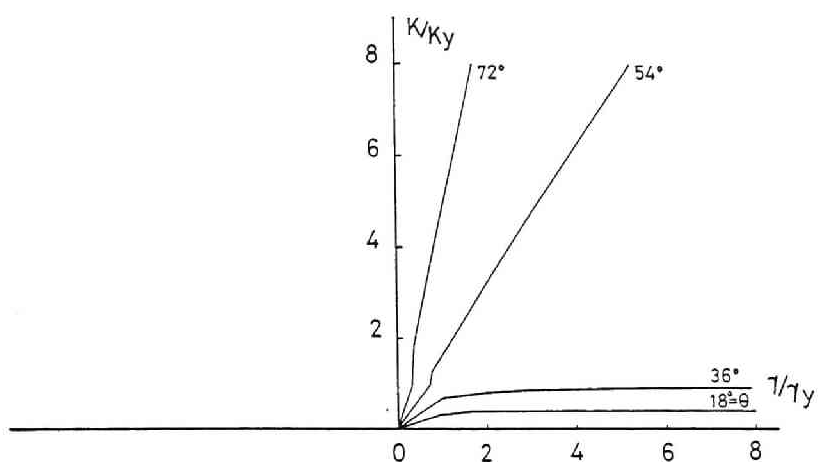
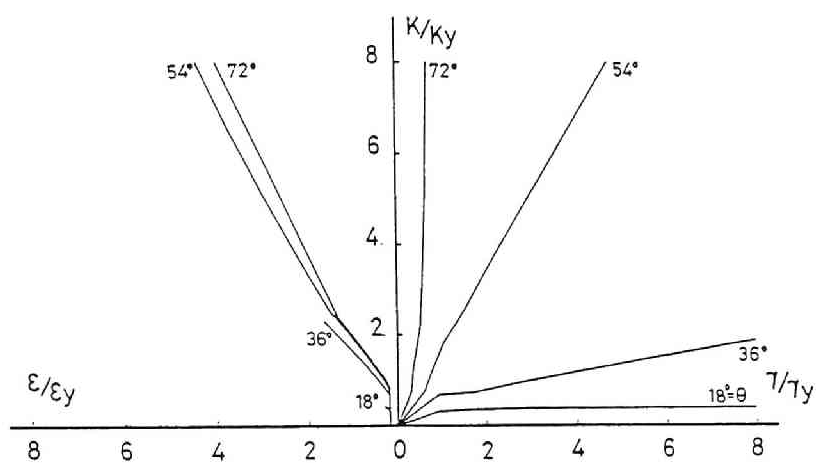


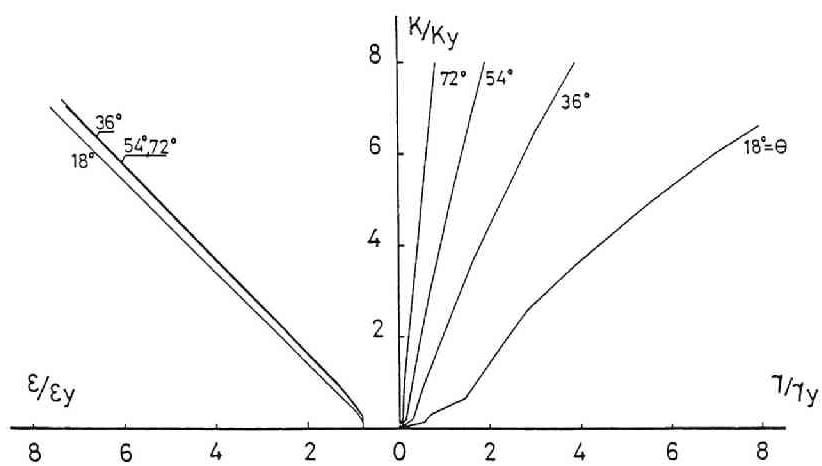
Fig.3.22 Axial and Shearing Stress Distributions
(at Initial Yield and $\gamma/\gamma_y=5.0$)



(a) $N/N_y = 0.0$



(b) $N/N_y = 0.2$



(c) $N/N_y = 0.4$

Fig.3.23 に図心位置の軸ひずみ ε_g 、せん断ひずみ γ 、曲率 κ の相関関係を示す。せん断ひずみ γ と曲率 κ の関係は Fig.3.20 に関して述べたことと同様であるが、 θ が小さいせん断降伏形の領域では、曲げ変形があまり増加しないのに対し、 θ が大きい曲げ降伏形の領域では、せん断ひずみもある程度増大する。また一般に軸圧が高くなるほど、同一の θ に対して曲げ変形が大きくなる。軸ひずみは、 θ が小さい場合、低軸圧域ではウェブは早期に降伏するが、フランジが降伏し難いため、フランジに拘束されて、あまり大きくならない。しかし軸圧が増加するにつれて、フランジが降伏するようになり、軸ひずみもある程度増加するようになる。 θ が大きい場合、比較的軸圧の小さい $N/N_Y = 0.2$ の場合は、第3点要素が降伏しないために、軸ひずみはそれ程大きくならず、無次

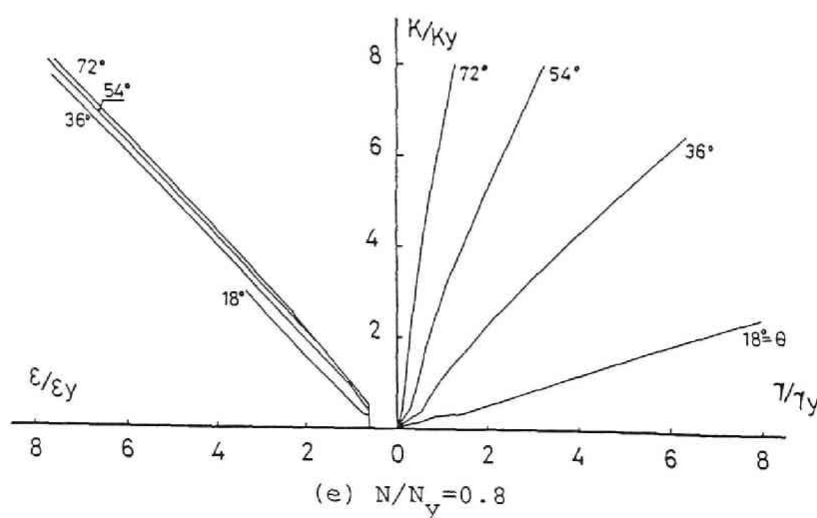
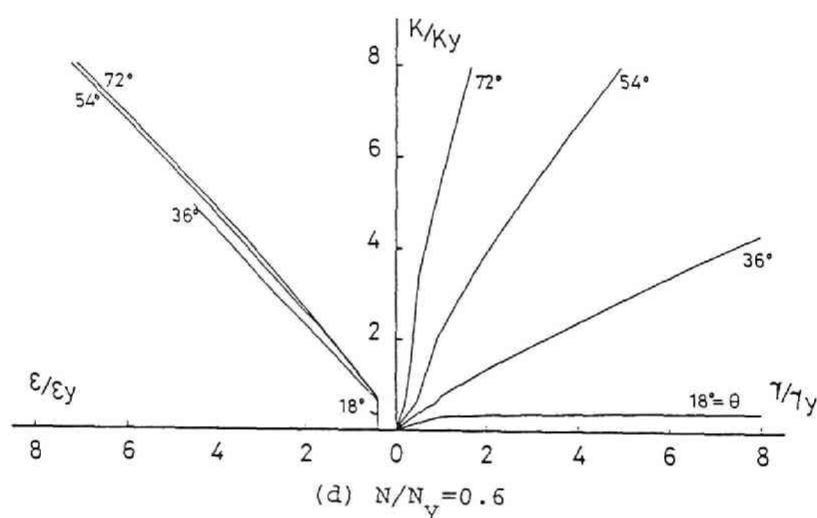


Fig.3.23 Strain Path

元量でほぼ曲率の1/2 程度である。軸圧が高くなると ($N/N_Y \geq 0.2$)、1, 2, 3 点が降伏するために、軸ひずみは大きく、無次元量でほぼ曲率と同程度の値となる。

次に繰り返し応力時の挙動を調べる。応力 Q , M の割合を一定としているため、曲率、せん断ひずみの割合は、要素の降伏状態に応じて変化する。従って定ひずみ振巾で繰り返し载荷を与える場合、何を一定にするかに問題があるが、ここでは単純に Fig.3.24 に示すように無次元化された曲率とせん断ひずみの2乗の和の平方根が一定となるようにする。前節の曲げモーメントー曲率関係との連続性を考慮して、無次元化された曲率およびせん断ひずみの2乗の和の平方根が5の場合を示す。

応力ーひずみ関係に前章で示した I-K モデルを用いた場合の結果を以下に示す。

軸圧比 $N/N_Y = 0.0, 0.2, 0.4$ について、曲げモーメントー曲率関係およびせん断力ーせん断ひずみ関係を Fig.3.25 に示す。単調载荷の場合と同様、 θ が小さい 18° の場合は、せん断変形が卓越し、曲げ変形はほぼ弾性挙動に近いが、 θ が大きい曲げ卓越形では、塑性せん断ひずみが若干生じて、せん断力ーせん断ひずみ関係はループを描くようになる。一般に同一の θ に対しては、軸圧比が大きくなるに従って曲げ変形の割合は大きくなり、せん断応力ーせん断ひずみ関係のループは小さくなる。

Fig.3.26 にせん断ひずみと曲率の関係を示す。 θ が小さいせん断降伏形では、弾性域と塑性域で勾配の変化が明確であり、塑性域ではせん断ひずみの増加が大きく、曲率はそれほど変化しない。 θ が大きくなると、降伏後も曲率とせん断ひずみの割合にはあまり変化がなく、全体的にみれば直線的に変化している。軸圧比 N/N_Y が0の場合に比して 0.4 の場合は、いずれの場合も若干曲率成分が大きくなっていることがわかる。

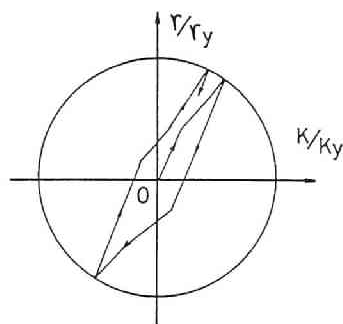
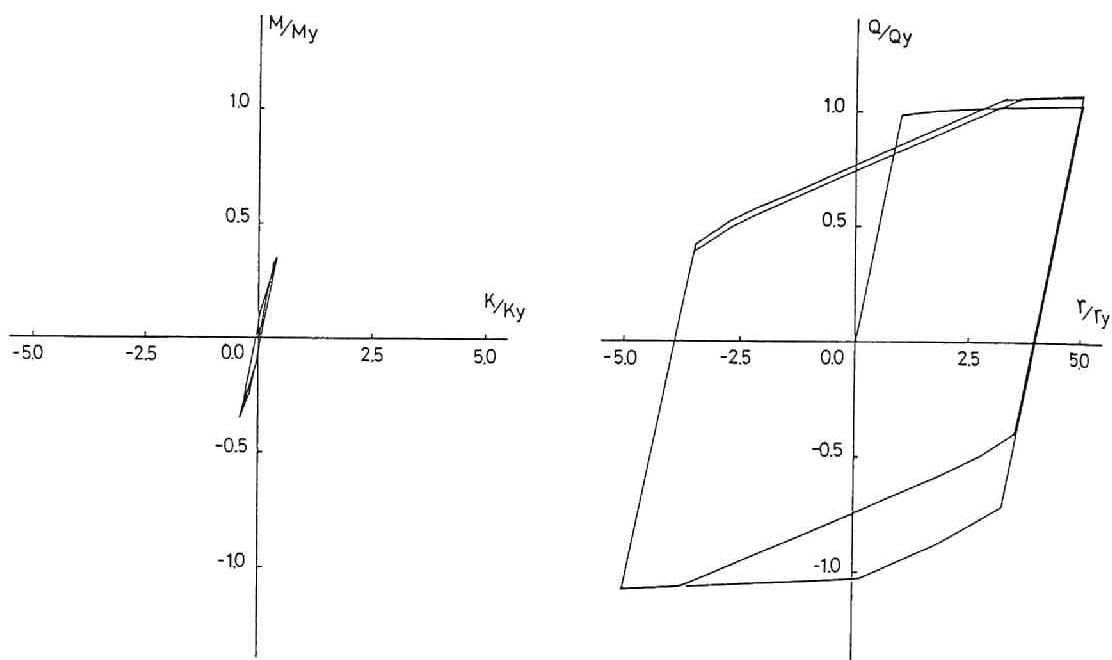
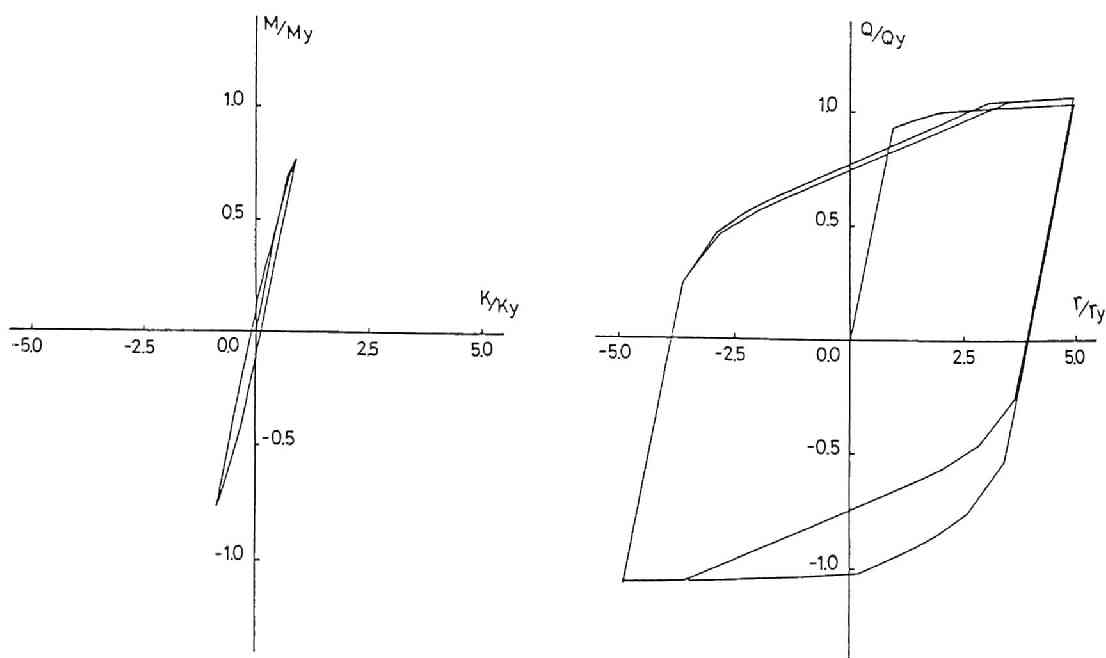


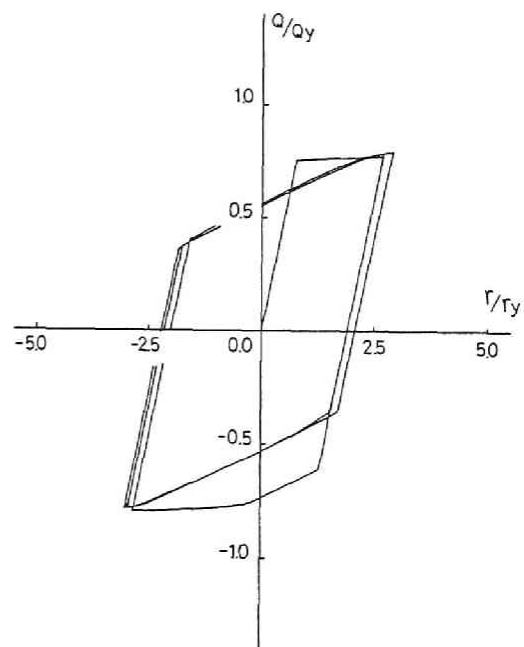
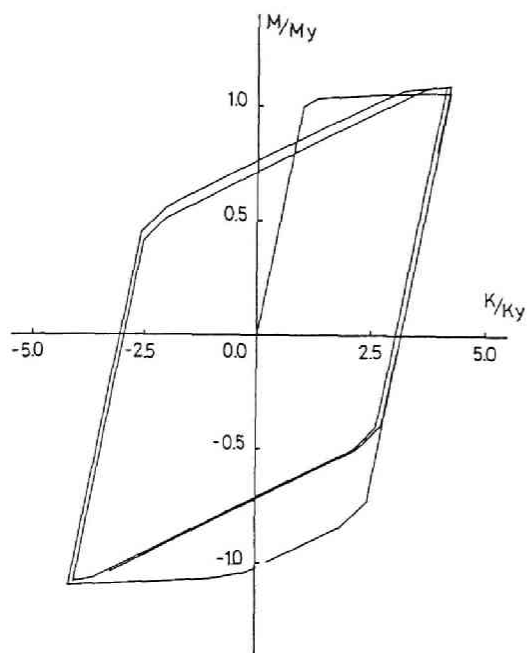
Fig.3.24 Strain History (I-K Model)



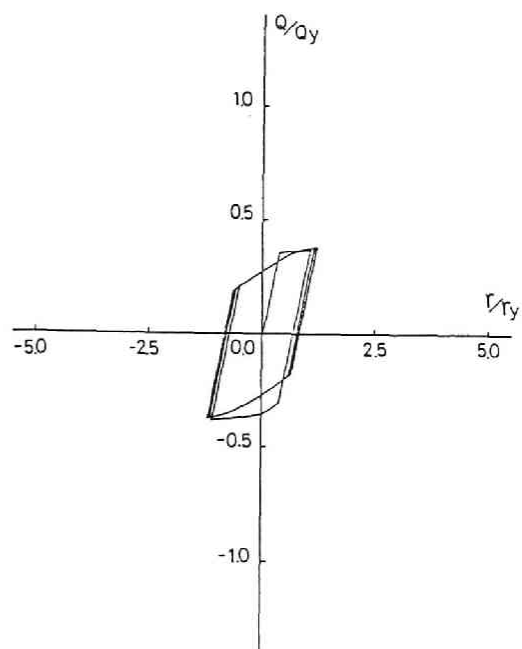
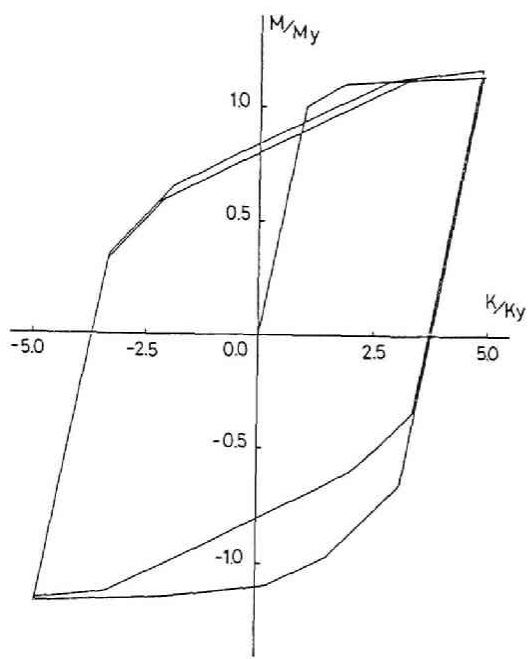
(a) $N/N_y = 0.0$, $\theta = 18^\circ$



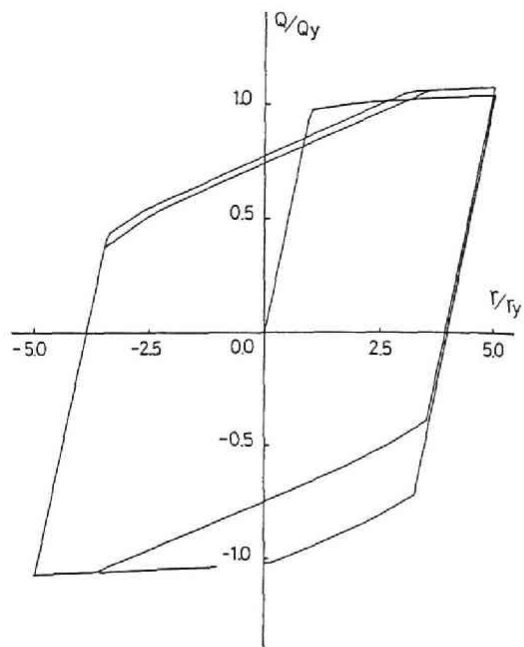
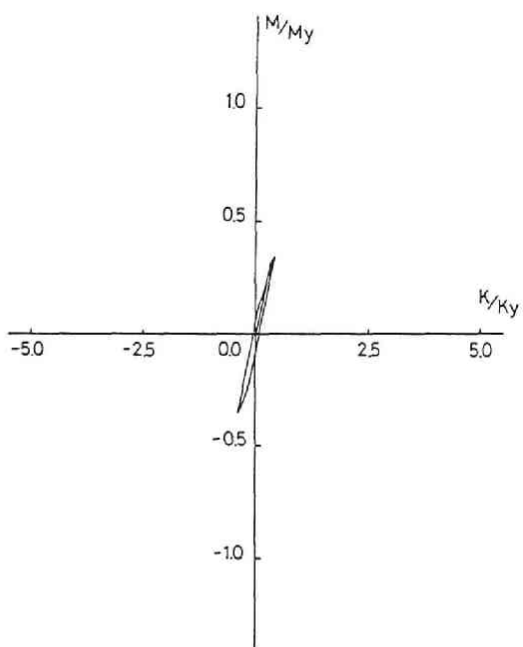
(b) $N/N_y = 0.0$, $\theta = 36^\circ$



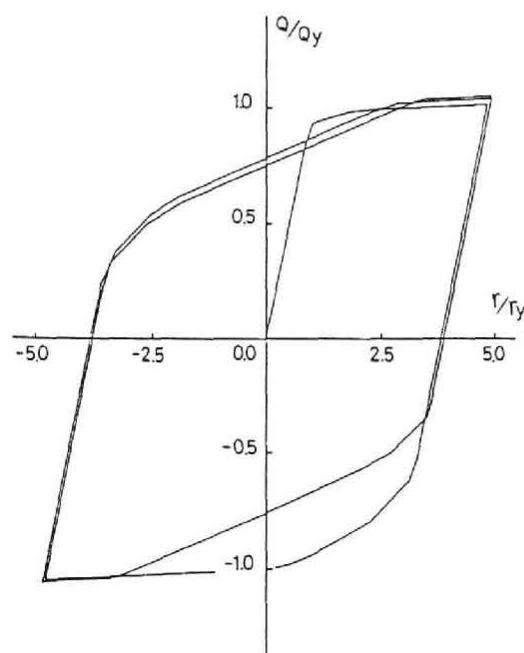
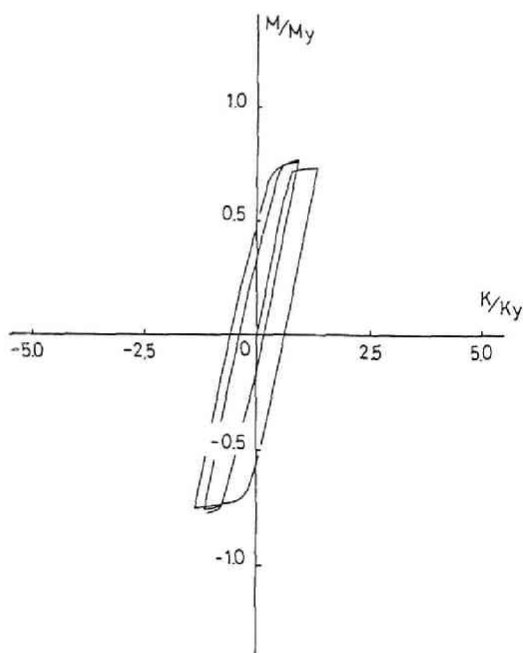
(c) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 54^\circ$



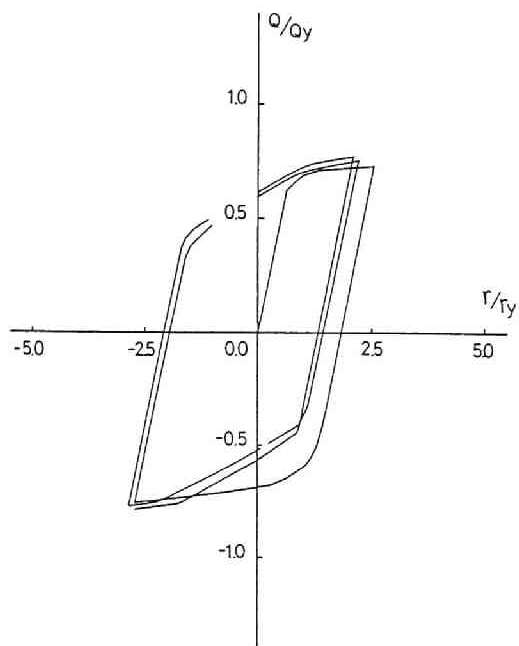
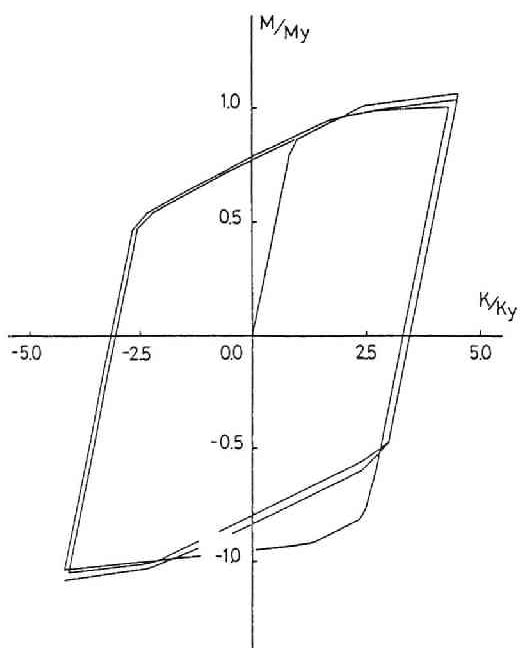
(d) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 72^\circ$



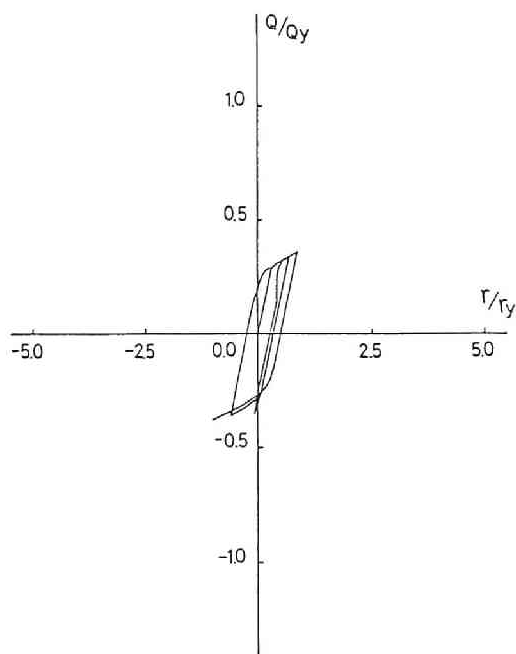
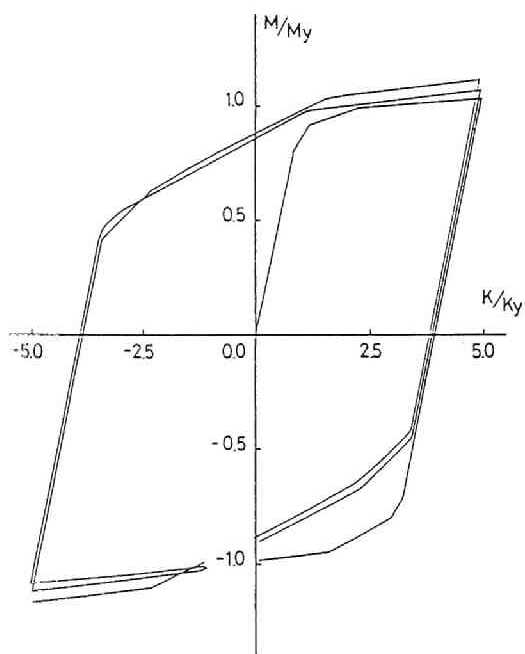
(e) $N/N_y = 0.2$, $\theta = 18^\circ$



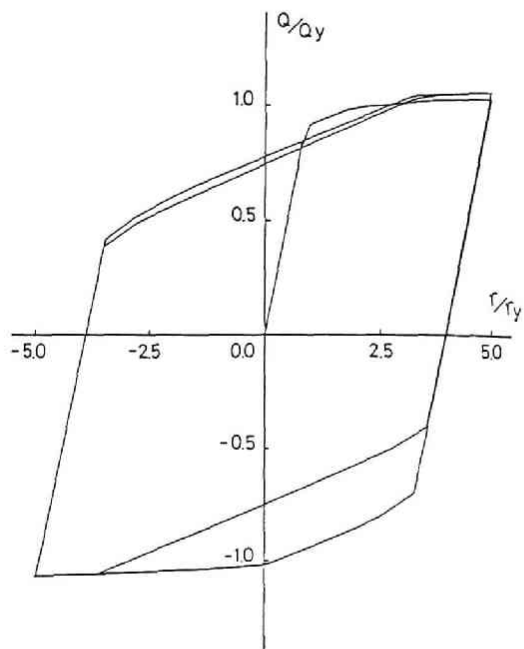
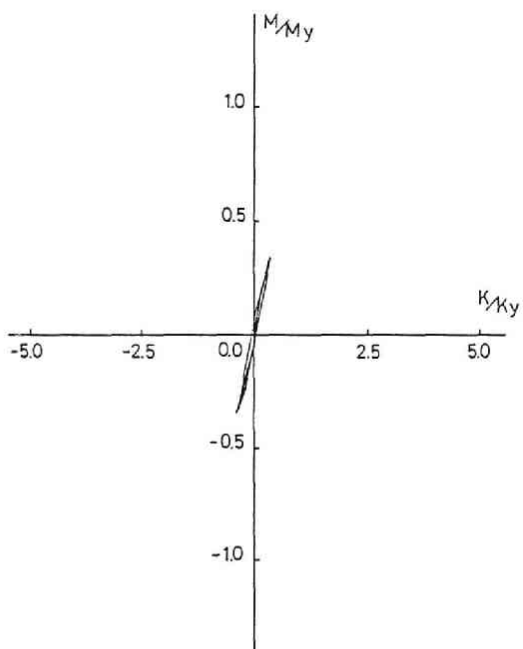
(f) $N/N_y = 0.2$, $\theta = 36^\circ$



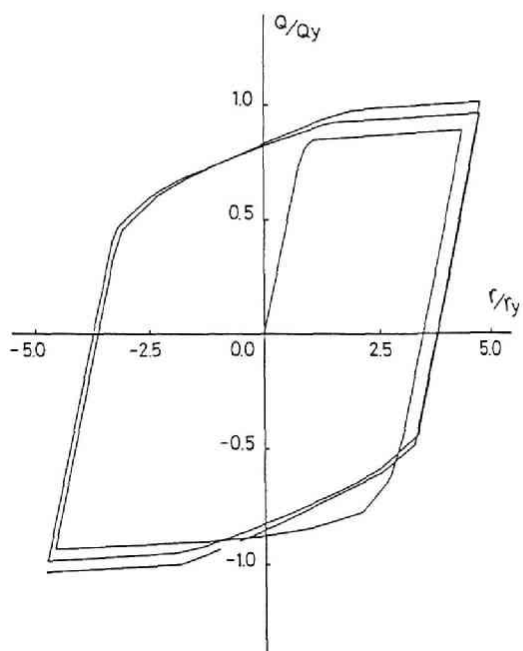
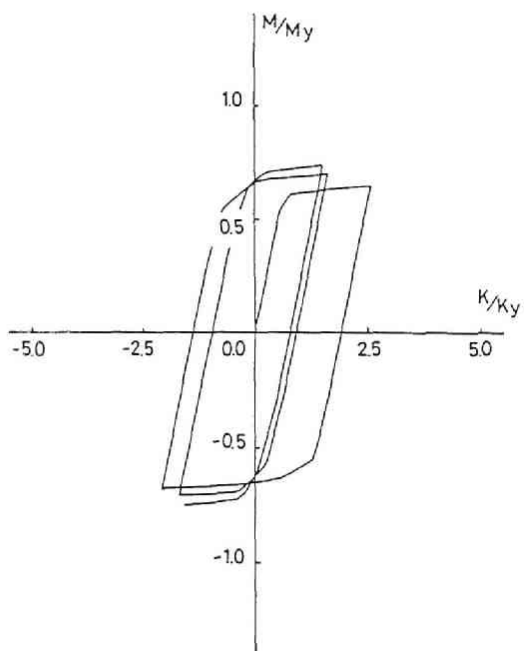
(g) $N/N_Y = 0.2$, $\theta = 54.0^\circ$



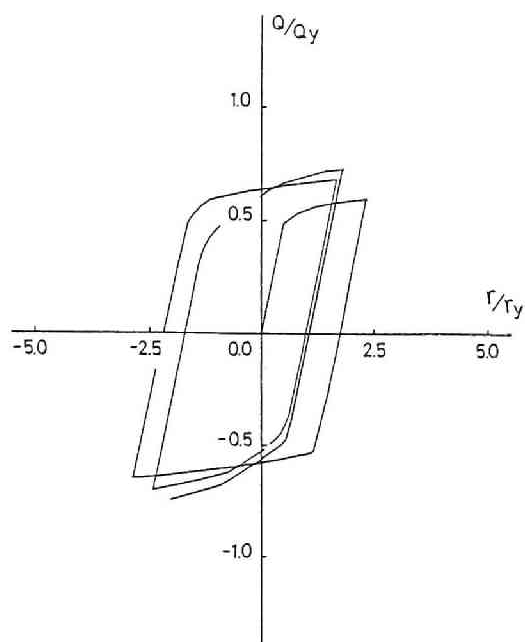
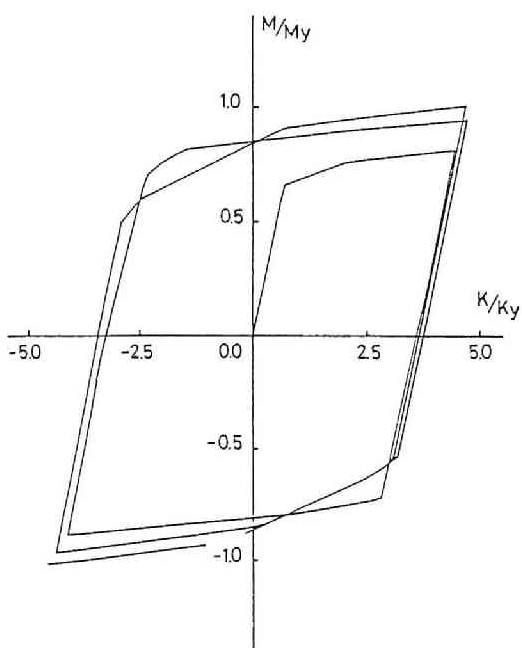
(h) $N/N_Y = 0.2$, $\theta = 72.0^\circ$



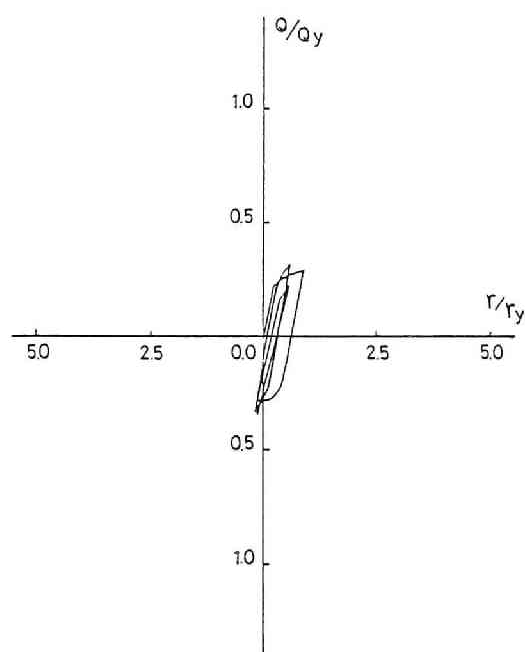
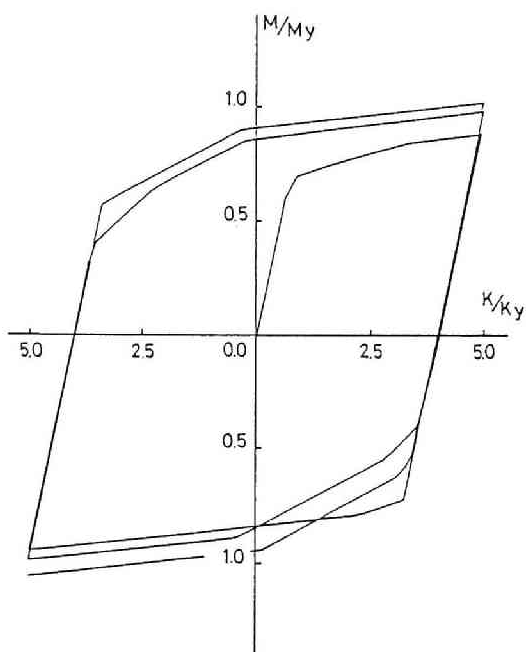
(i) $N/N_y = 0.4$, $\theta = 18^\circ$



(j) $N/N_y = 0.4$, $\theta = 36^\circ$

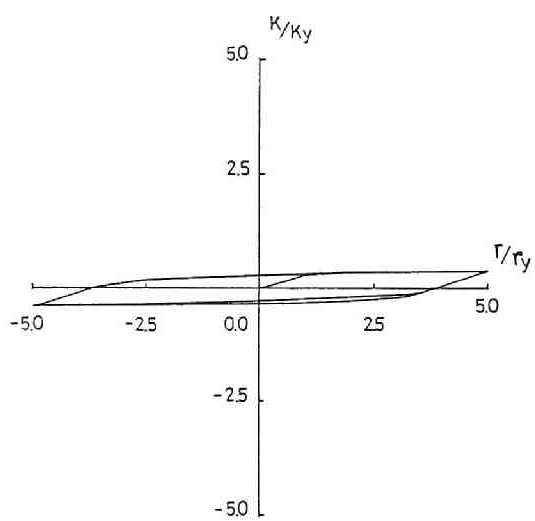


(k) $N/N_y = 0.4$, $\theta = 54^\circ$

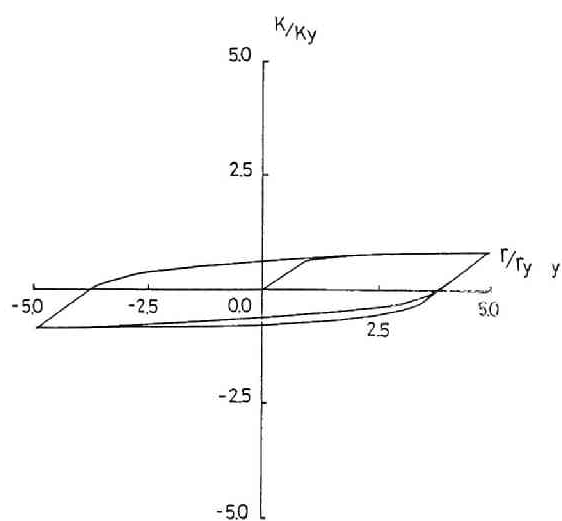


(l) $N/N_y = 0.4$, $\theta = 72^\circ$

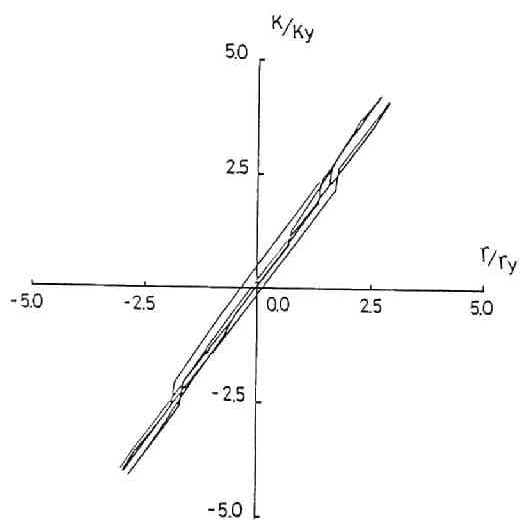
Fig.3.25 M- κ and Q- γ Relationship



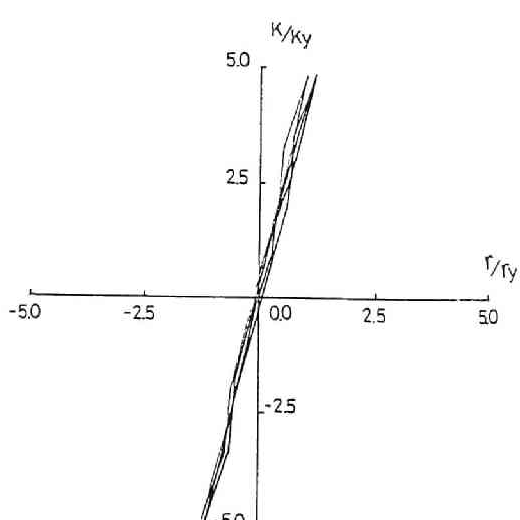
(a) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 18^\circ$



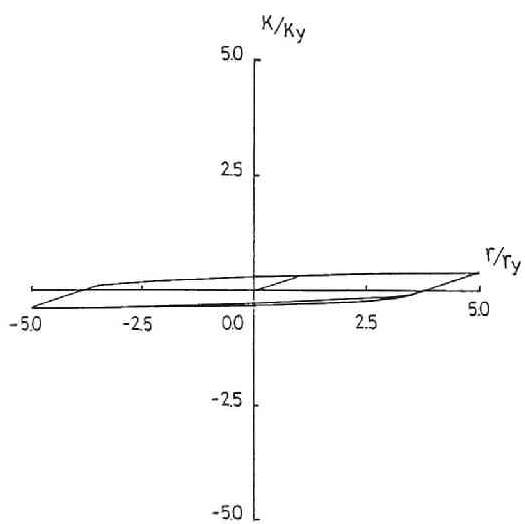
(b) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 36^\circ$



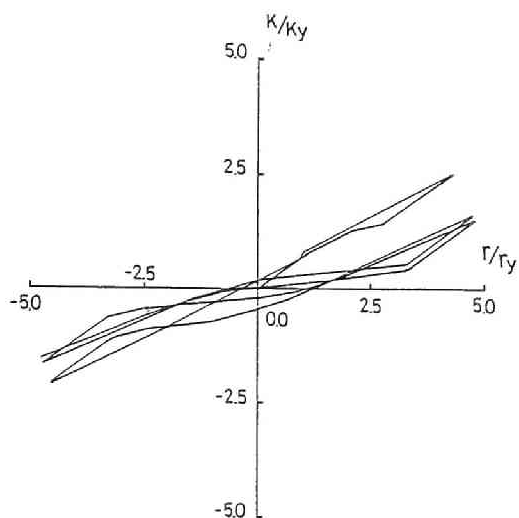
(c) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 54^\circ$



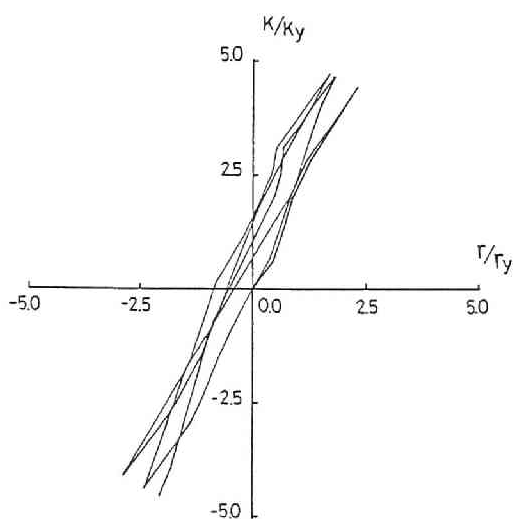
(d) $N/N_Y = 0.0$, $\theta = 72^\circ$



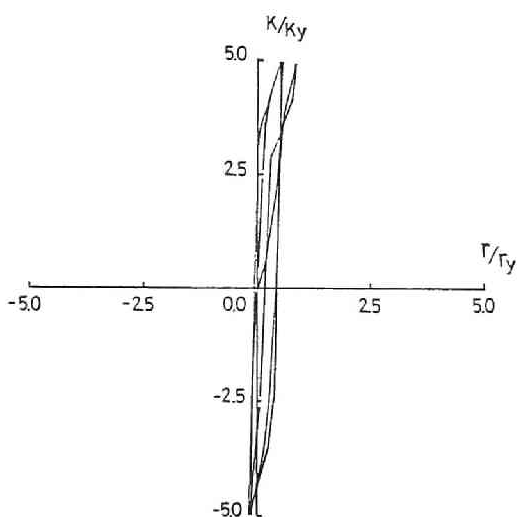
(e) $N/N_Y = 0.4$, $\theta = 18^\circ$



(f) $N/N_Y = 0.4$, $\theta = 36^\circ$



(g) $N/N_Y = 0.4$, $\theta = 54^\circ$



(h) $N/N_Y = 0.4$, $\theta = 72^\circ$

Fig.3.26 Strain Path

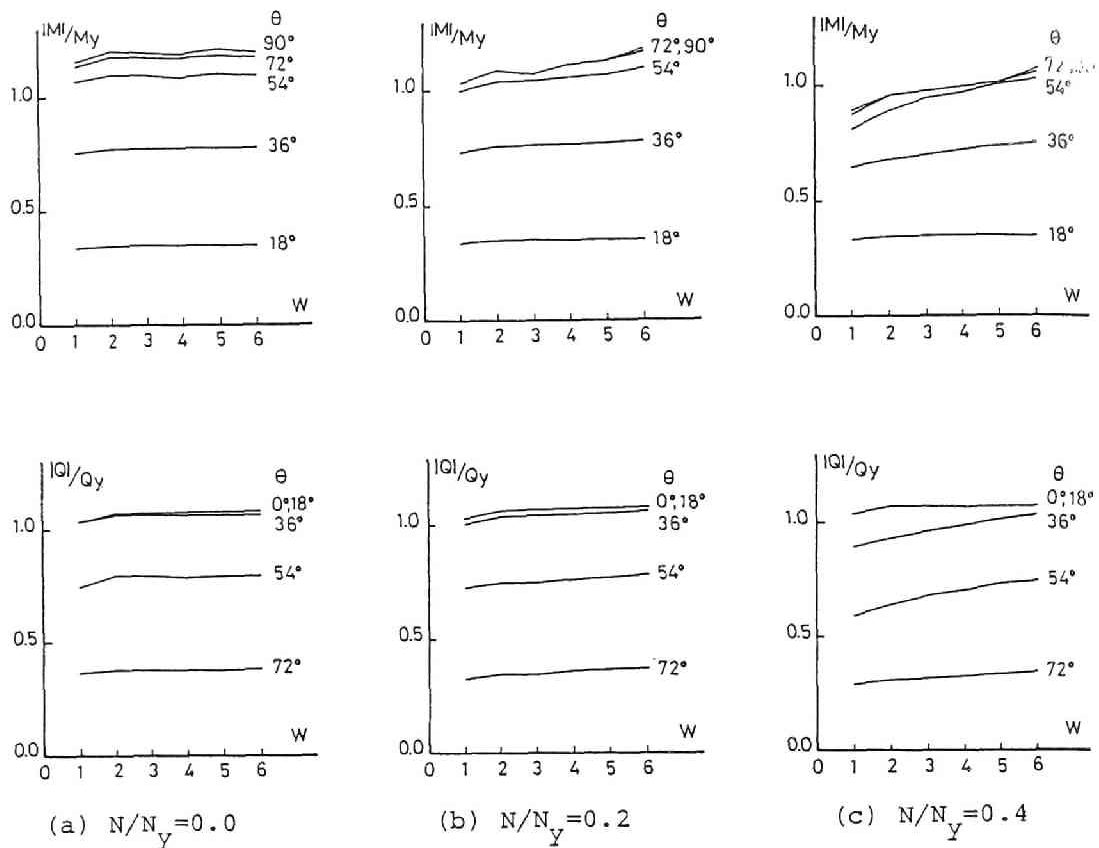


Fig.3.27 Variation of Bending Moment(M) and Shearing Force(Q)

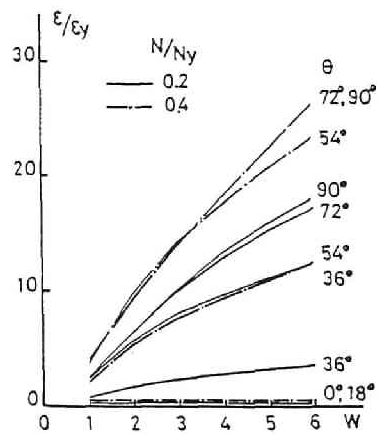


Fig.3.28 Accumulation of Axial Strain

Fig.3.27 に所定ひずみ時のせん断力および曲げモーメントと载荷回数との関係を示す。一般に材料および構造的な繰返し硬化の影響で、軸圧比が高いほど、繰返し载荷にともなう耐力の増加率は大きい、 θ の小さいせん断降伏形に比して、 θ が大きく、軸圧比が大きな曲げ降伏形の場合に増加率は大きくなっている。

Fig.3.28 に所定ひずみ時の図心の軸ひずみと载荷回数の関係を示す。せん断降伏形の $\theta = 18^\circ$ の場合は、フランジが弾性域にあるために軸方向変形を拘束し、軸ひずみはほとんど進展しない。 $\theta = 36^\circ, 54^\circ$ の場合は、軸圧が高くなるに従って軸ひずみは大きくなり、純曲げを受ける場合 ($\theta = 90^\circ$) に近づく。 $\theta = 72^\circ$ の場合は $\theta = 90^\circ$ の純曲げの場合とほぼ同様である。

次に単純応力状態における応力-ひずみ関係が Masing Type の bi-linear 形を示す材料の場合を考える。複合応力 (σ, τ) を受ける場合の応力-ひずみ関係は、(3.15) 式に示すように、全体的には非線形となるため、単軸応力の場合のように、ひずみの大きさと、応力の符号を与えても、塑性域における応力の大きさを一意的に決定することが出来ない。従って前節のように定常状態に対する応答を解析的に示すことは困難であり、ここでは繰返し载荷に伴う、繰返し硬化現象に注目して、変形硬化の限界を求める。

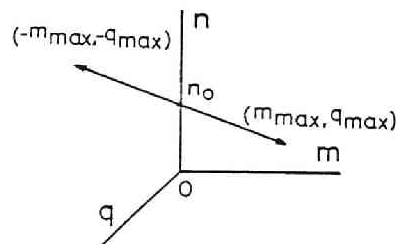


Fig.3.29 Stress History

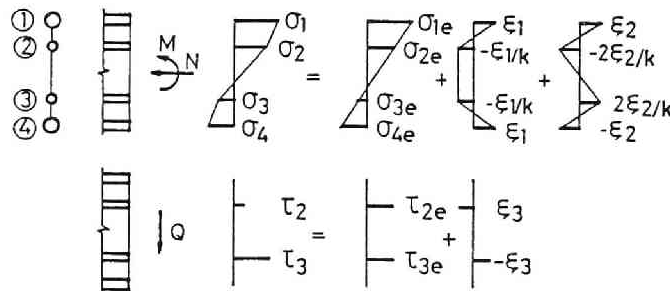


Fig.3.30 Elastic and Residual Stress Distributions

この解析により、初期降伏条件と変形硬化限界における降伏条件を比較することが出来、繰返し载荷に伴う降伏状態の変化が検討できる。

一定軸圧下で、曲げモーメント $M=mM_Y$ とせん断力 $Q=qQ_Y$ が比例的に変動する場合、Fig.3.29 に示すように、 (m_{\max}, q_{\max}) と $(-m_{\max}, -q_{\max})$ の間で、繰返し载荷されるものとする。基本となる単純応力状態の材料の応力-ひずみ関係は、bi-linear 形であり、複合応力下では、von Mises の降伏条件、流動法則、Ziegler の移動硬化則に従うものとする。

Fig.3.30に示すように、4点モデル要素に作用する垂直応力とせん断応力をそれぞれ断面力に比例する弾性応力と、断面力が0の場合に存在する残留応力に分けて示すと、残留応力の大きさを示すパラメーターを ξ_1, ξ_2, ξ_3 として、次式のようになる。

$$\bar{\sigma}_1 = n + m + \xi_1 + \xi_2 \quad (3.18a)$$

$$\bar{\sigma}_2 = n + \frac{m}{2} - \frac{\xi_1}{k} - \frac{2\xi_2}{k} \quad (3.18b)$$

$$\bar{\sigma}_3 = n - \frac{m}{2} - \frac{\xi_1}{k} + \frac{2\xi_2}{k} \quad (3.18c)$$

$$\bar{\sigma}_4 = n - m + \xi_1 - \xi_2 \quad (3.18d)$$

$$\bar{\tau}_2 = q + \xi_3 \quad (3.19a)$$

$$\bar{\tau}_3 = q - \xi_3 \quad (3.19b)$$

但し $\bar{\sigma}_i = \sigma_i / \sigma_Y$, $\bar{\tau}_i = \tau_i / \tau_Y$ である。

断面力と各点要素の応力の関係は

$$n = \frac{N}{N_Y} = \frac{[\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_4 + k(\bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)]}{2(1+k)} \quad (3.20a)$$

$$m = \frac{M}{M_Y} = \frac{[\bar{\sigma}_1 - \bar{\sigma}_4 + k(\bar{\sigma}_2 - \bar{\sigma}_3)/2]}{2(1+k/4)} \quad (3.20b)$$

$$q = \frac{Q}{Q_Y} = \frac{[\bar{\tau}_2 + \bar{\tau}_3]}{2} \quad (3.20c)$$

各点要素の降伏条件は、各点の降伏関数の中心の座標を $\bar{\alpha}_i$, $\bar{\alpha}_{qi}$ とすると

$$-1 \leq n + m + \xi_1 + \xi_2 - \bar{\alpha}_1 \leq 1 \quad (3.21a)$$

$$(n + \frac{m}{2} - \frac{\xi_1}{k} - \frac{2\xi_2}{k} - \bar{\alpha}_2)^2 + (q + \xi_3 - \bar{\alpha}_{q2})^2 \leq 1 \quad (3.21b)$$

$$(n - \frac{m}{2} - \frac{\xi_1}{k} + \frac{2\xi_2}{k} - \bar{\alpha}_3)^2 + (q - \xi_3 - \bar{\alpha}_{q3})^2 \leq 1 \quad (3.21c)$$

$$-1 \leq n - m + \xi_1 - \xi_2 - \bar{\alpha}_4 \leq 1 \quad (3.21d)$$

各点要素の応力-ひずみ関係は、増分形で示され

フランジでは

弾性域

$$\dot{e}_i = \dot{\bar{\sigma}}_i \quad (i=1,4) \quad (3.22a)$$

塑性域

$$\dot{e}_i = \dot{\bar{\sigma}}_i / \mu \quad (3.22b)$$

ウェブでは

弾性域

$$\dot{e}_i = \dot{\bar{\sigma}}_i \quad (i=2,3) \quad (3.23a)$$

$$\dot{e}_{\gamma i} = \dot{\bar{\tau}}_i \quad (3.23b)$$

塑性域

$$\begin{aligned} \dot{e}_i = & [1 + (1-\mu)(\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)^2 / \mu] \dot{\bar{\sigma}}_i + \\ & [(1-\mu)(\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)(\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) / \mu] \dot{\bar{\tau}}_i \end{aligned} \quad (3.23c)$$

$$\begin{aligned} \dot{e}_{\gamma i} = & [3(1-\mu)(\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)(\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) / 2(1+\nu)\mu] \dot{\bar{\sigma}}_i + \\ & [1 + 3(1-\mu)(\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi})^2 / 2(1+\nu)\mu] \dot{\bar{\tau}}_i \end{aligned} \quad (3.23d)$$

従って、フランジの塑性ひずみ増分は

$$\dot{e}_{pi} = \frac{(1-\mu)}{\mu} \dot{\bar{\sigma}}_i \quad (3.24a)$$

ウェブの塑性ひずみ増分は

$$\dot{e}_{pi} = \frac{(1-\mu)}{\mu} [(\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)^2 \dot{\bar{\sigma}}_i + (\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)(\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) \dot{\bar{\tau}}_i] \quad (3.24b)$$

$$\dot{e}_{p\gamma i} = \frac{3(1-\mu)}{2(1+\nu)\mu} [(\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)(\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) \dot{\bar{\sigma}}_i + (\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi})^2 \dot{\bar{\tau}}_i] \quad (3.24c)$$

またフランジの降伏関数の中心の移動量は

$$\dot{\bar{\alpha}}_i = \frac{\mu}{1-\mu} \dot{e}_{pi} \quad (3.25a)$$

ウェブの降伏関数の中心の移動量は

$$\dot{\bar{\alpha}}_i = (\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i)^2 \dot{\bar{\sigma}}_i + (\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i) (\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) \dot{\bar{\tau}}_i \quad (3.25b)$$

$$\dot{\bar{\alpha}}_{qi} = (\bar{\sigma}_i - \bar{\alpha}_i) (\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi}) \dot{\bar{\sigma}}_i + (\bar{\tau}_i - \bar{\alpha}_{qi})^2 \dot{\bar{\tau}}_i \quad (3.25c)$$

(3.24),(3.25)式より、降伏関数の中心の座標と、塑性ひずみの間には、次式のような比例関係が存在することがわかる。

$$\text{フランジ} \quad \bar{\alpha}_i = \frac{\mu}{1-\mu} e_{pi} \quad (3.26a)$$

$$\text{ウェブ} \quad \bar{\alpha}_i = \frac{\mu}{1-\mu} e_{pi} \quad (3.26b)$$

$$\bar{\alpha}_{qi} = \frac{2(1+\nu)\mu}{3(1-\mu)} e_{pyi} \quad (3.26c)$$

残留応力は、ある応力状態（n，m，q）から弾性的に除荷が生じたときに存在する応力であるから

$$\xi_1 = \frac{k}{2(1+k)} (e_{p2} + e_{p3} - e_{p1} - e_{p4}) \quad (3.27a)$$

$$\xi_2 = \frac{k}{(4+k)} [e_{p2} - e_{p3} - (e_{p1} - e_{p4})/2] \quad (3.27b)$$

$$\xi_3 = (e_{py3} - e_{py2})/2 \quad (3.27c)$$

となり、各点要素における塑性ひずみの関数として示すことができる。

Fig.3.29 に示されるように、一定軸圧下で、曲げモーメントとせん断力が比例的に変化し、正、負の所定時応力の絶対値が等しい場合の、変形硬化限界における降伏曲面の軸力一定の平面で切断された形は Fig.3.31 に示すように [A] ～ [E] の5種類が考えられる。

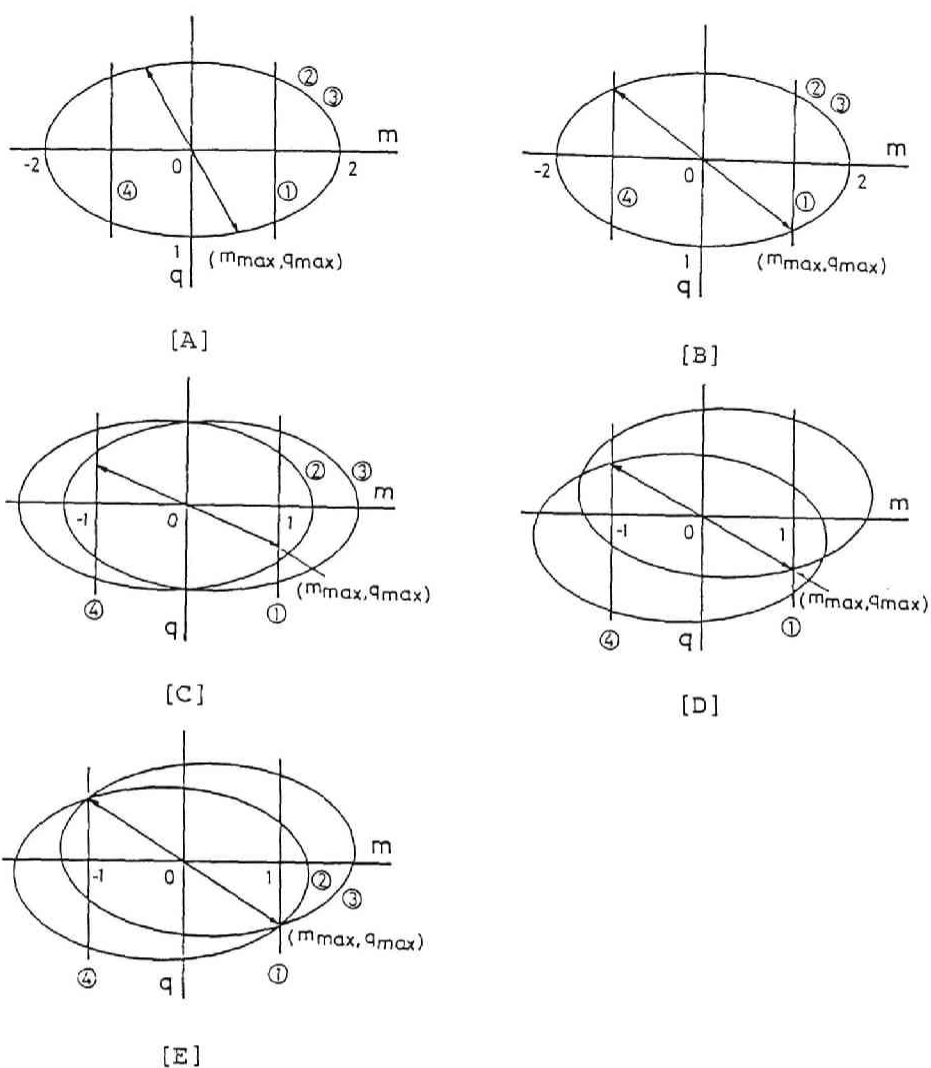


Fig.3.31 Yield Conditions

[A] の場合

ウェブのみが降伏限界に達して変形硬化する場合で、ウェブ2, 3点の降伏条件式は一致し、次式となる

$$\left(\frac{m_{\max}}{2}\right)^2 + q_{\max}^2 = 1 \quad (3.28a)$$

対称条件より、 $e_{p2} = e_{p3}$, $e_{p\gamma 2} = -e_{p\gamma 3}$ を考慮して、(3.27) 式を (3.21b) 式に代入すれば

$$e_{p2} = e_{p3} = \frac{n}{\frac{1}{1+k} + \frac{1}{1-\mu}} \quad (3.28b)$$

$$e_{pY2} = e_{pY3} = 0 \quad (3.28c)$$

となり、ウェブの塑性ひずみが求められる。

なおフランジ 1, 4 点が降伏しない条件は

$$m_{\max} \leq 1 - \frac{\frac{n}{1-\mu}}{\frac{1}{1+k} + \frac{\mu}{1-\mu}} \quad (3.28d)$$

〔B〕の場合

ウェブ 2, 3 点およびフランジ 1 または 4 点が降伏限界に達している場合、2, 3 点の降伏条件式は一致し

$$\left(\frac{m_{\max}}{2}\right)^2 + q_{\max}^2 = 1 \quad (3.29a)$$

対称条件より、 $e_{p1}=e_{p4}$, $e_{p2}=e_{p3}$, $e_{pr2}=-e_{pr3}$ を考慮し、(3.27) 式を (3.21b) 式に代入すれば

$$n = \frac{1}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) + \frac{\mu}{1-\mu} e_{p2} \quad (3.29b)$$

また 1 または 4 点の降伏条件式より

$$n + m_{\max} + \frac{k}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p1} = 1 \quad (3.29c)$$

(3.29b), (3.29c) 式より、軸力と最大曲げモーメントを与えると塑性ひずみの大きさが決定出来る。なおフランジ 1, 4 点が同時に降伏しない条件より

$$1 - \frac{\frac{n}{1-\mu}}{\frac{1}{1+k} + \frac{\mu}{1-\mu}} \leq m_{\max} \leq 2 \quad (3.29d)$$

〔C〕の場合

フランジ 1, 4 点が降伏限界に達している場合で

$$m_{\max} = 1 \quad (3.30a)$$

$e_{p1}=e_{p4}$ を考慮すれば、フランジの降伏条件式は

$$n + m_{\max} - \left(\frac{k}{1+k} + \frac{\mu}{1-\mu}\right) e_{p1} = 1 \quad (3.30b)$$

上式に (3.30a) 式を代入すれば、塑性ひずみ e_{p1}, e_{p4} の大きさが定まる。

$$e_{p1} = e_{p2} = \frac{n}{\frac{k}{1+k} + \frac{\mu}{1-\mu}} \quad (3.30c)$$

ウェブ2, 3点が降伏していないための条件は

$$\left(n + \frac{m_{\max}}{2} + \frac{e_{p1}}{1+k}\right)^2 + q_{\max}^2 \leq 1 \quad (3.30d)$$

$$\left(n - \frac{m_{\max}}{2} + \frac{e_{p1}}{1+k}\right)^2 + q_{\max}^2 \leq 1 \quad (3.30e)$$

[D] の場合

フランジ1, 4点およびウェブ2または3点が降伏限界に達する場合

$$m_{\max} = 1 \quad (3.31a)$$

対称条件より、 $e_{p1}=e_{p4}$, $e_{p2}=e_{p3}$, $e_{p\gamma 2}=-e_{p\gamma 3}$ を考慮すれば、フランジの降伏条件式は

$$n + m_{\max} + \frac{k}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p1} = 1 \quad (3.31b)$$

ウェブの2, 3点の降伏条件式は

$$\begin{aligned} & \left[n + m_{\max} - \frac{1}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p2}\right]^2 + \\ & \left[q_{\max} - \left(1 + \frac{2(1+\nu)\mu}{3(1-\mu)}\right) e_{p\gamma 2}\right]^2 = 1 \end{aligned} \quad (3.31c)$$

$$\begin{aligned} & \left[n - m_{\max} - \frac{1}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p2}\right]^2 + \\ & \left[q_{\max} + \left(1 + \frac{2(1+\nu)\mu}{3(1-\mu)}\right) e_{p\gamma 2}\right]^2 \leq 1 \end{aligned} \quad (3.31d)$$

この場合は、塑性ひずみは一意的には定まらず、ひずみの取りうる領域が定まり、ひずみ

の大きさは、応力履歴を決定すれば、定まることになる。

[E] の場合

フランジ 1, 4 点, ウェブ 2, 3 点が同時に降伏限界に達するばあい

$$m_{\max} = 1 \quad (3.32a)$$

対称条件より、 $e_{p1}=e_{p4}$, $e_{p2}=e_{p3}$, $e_{pr2}=-e_{pr3}$ を考慮すれば、フランジの降伏条件より

$$n + \frac{k}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p1} = 0 \quad (3.32b)$$

ウェブの降伏条件より

$$\begin{aligned} [n + m_{\max} - \frac{1}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p2}]^2 + \\ [q_{\max} - (1 + \frac{2(1+\nu)\mu}{3(1-\mu)} e_{py2})]^2 = 1 \end{aligned} \quad (3.32c)$$

$$\begin{aligned} [n - m_{\max} - \frac{1}{1+k}(e_{p2}-e_{p1}) - \frac{\mu}{1-\mu} e_{p2}]^2 + \\ [q_{\max} + (1 + \frac{2(1+\nu)\mu}{3(1-\mu)} e_{py2})]^2 = 1 \end{aligned} \quad (3.32d)$$

以上3式より、 n , m_{\max} , q_{\max} を与えれば、変形硬化時における塑性ひずみが求められる。

上で求めた [A] ~ [E] の領域を n , m , q 座標上に示すと、Fig.3.33 に示すようになる。せん断力が大きい場合 ($q_{\max}/m_{\max} \geq \sqrt{3}/2$) はウェブが降伏限界に達しており ([A], [B])、小さい場合はフランジが降伏限界に達している ([C], [D], [E])。[A] ~ [E] の領域は、応力 (n , q , m) の大きさにより変化しているが、変形硬化限界においてフランジが降伏限界に達しているか、ウェブが降伏限界に達しているかは、軸力の大きさにかかわらず、単に曲げモーメントとせん断力の割合のみにより定まる。一方初期降伏条件は Fig.3.32 に示すようになり、フランジが最初に降伏するか、ウェブが最初に降伏するかは、曲げモーメントとせん断力の割合のみでなく、軸力の大きさによっても変化することを示している。Fig.3.32と Fig.3.33 を比較すれば、 $n=0$ 平面における変形硬化限界は一致しており、Fig.3.33 の曲面は Fig.3.32 の $n=0$ の場合の曲線を n 軸方向に移動させて出来るものである。従って軸圧が存在す

る場合は、初期降伏がフランジに生じていても、繰返し硬化の影響で、ウェブ降伏形に移行する場合があるが、初期降伏がウェブに生じる場合は、繰返し载荷によっても、降伏形が変わることはないことを示している。 また Fig.3.33 に示す変形硬化限界が軸力の大きさにかわらず、どの軸力一定の平面上でも、軸力0の場合と同一曲線を示すことから、一定軸圧下で、曲げモーメントとせん断力が比例的に変動する場合の交番繰返し载荷時の挙動は、基本となる単純応力状態の応力-ひずみ関係が bi-linear 形であれば軸圧0の場合の挙動に漸近することが類推出来る。

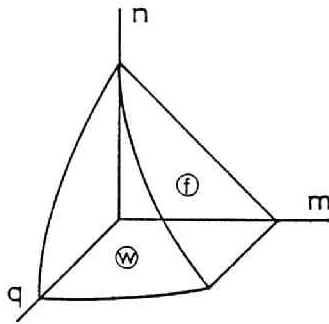


Fig.3.32 Initial Yield Condition

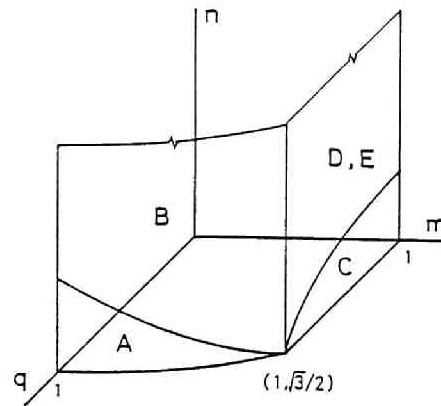


Fig.3.33 Yield Condition at Shakedown Limit

3.3. ねじりモーメント－ねじれ率関係

薄肉開断面材要素が一般的な断面力を受ける際、板要素からなる断面を点モデルに仮定すると、各点モデル要素には、軸方向力、面内せん断力、ねじりモーメントが作用することになる。面内せん断力による変形を考えなければ、各点モデルには Fig.3.34 に示すように軸方向力 N と、ねじりモーメント M_T が作用することとなる。この軸力とねじりモーメントを一般化応力として、一般化塑性ヒンジ理論により、弾塑性挙動を解析することも可能であるが、本論では、板要素を1つの点モデルとするのではなく、板厚方向のいくつかの点モデルに分解し、材料の応力－ひずみ関係にもとづく弾塑性挙動を追究する。薄肉長方形断面材要素の弾塑性ねじれ挙動を田中・高梨 [3.26]，木村 [3.27] は板厚の等しいいくつかの角パイプの集合体 (Fig.3.35参照) と考え、各角パイプは様なひずみ状態で、軸ひずみは全断面一様、せん断ひずみは板要素の中心線からの距離に比例して分布するものとして解析を行っている。本論では薄肉長方形断面を断面積、St.Venant のねじれ定数、全塑性ねじれモーメントが等価な3点モデルに仮定した解析と、前述の考え方で、角パイプを5つに仮定した場合 (10点モデル) の解析を行い、両者の比較を行う。図に示すようにせん断ひずみは板中央面からの距離に比例し、軸ひずみは断面内に一様に分布するものと仮定する。複合応力下における応力－ひずみ関係は、前章で求めた等方硬化と移動硬化を考慮した I-K モデルを用いる。点要素 i の応力－ひずみ関係は (3.15) 式がそのまま成立する。軸力およびねじりモーメントの増分 \dot{N} ， \dot{M}_T は3

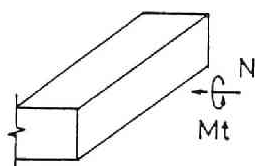


Fig.3.34

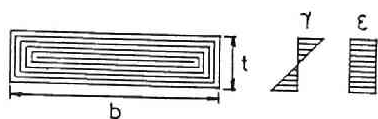


Fig.3.35 Retangular Section

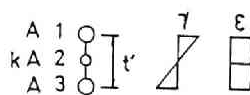


Fig.3.36 3-Points Model

点モデルに対して次式ようになる。

$$\dot{N} = \sum_{i=1}^4 \dot{\sigma}_i A_i \quad (3.33a)$$

$$\dot{M}_T = 2 \sum_{i=1}^4 \dot{\tau}_i h_i A_i \quad (3.33b)$$

上式で A_i は i 点要素の断面積、 h_i は板厚の中心線からの座標である。部材要素のねじれ率増分を $\dot{\phi}$ とすると、 i 点要素のせん断ひずみ増分 $\dot{\gamma}_i$ は

$$\dot{\gamma}_i = 2 \cdot h_i \dot{\phi} \quad (3.34)$$

従って (3.33) 式に (3.15), (3.34) 式の関係代入すると、応力-ひずみ関係は増分形で、次式ようになる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{M}_T \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon} \\ \dot{\phi} \end{Bmatrix} \quad (3.35)$$

ここで K_{ij} は次式のようになる。

$$K_{11} = A(C_{11}(1) + kC_{11}(2) + C_{11}(3))$$

$$K_{12} = A t'(C_{12}(1) - C_{12}(3))$$

$$K_{21} = 2A t'(C_{21}(1) - C_{21}(3))$$

$$K_{22} = 2A t'^2 (C_{22}(1) + C_{22}(3))$$

但し t' は点要素 1 と 3 の距離である。

まず一定軸方向応力下で、ねじりモーメントが単調に増大する場合を考える。種々の軸圧比に対するねじりモーメントとねじれ率の関係を Fig.3.37 に示す。縦軸はねじりモーメントを軸圧 0 の場合の塑性ねじりモーメントで除した無次元量、横軸は M_{Tp} を弾性剛性で除した降伏ねじれ率で無次元化してある。実線は 3 点モデル要素による解析結果、破線は 10 点モデル要素による結果である。軸圧の影響は、軸圧比が低い領域ではあまり顕著でなく、高い軸圧になると急激にねじれ抵抗が低下する。3 点モデルでは比例限が 10 点モデルに対して大きくなり、降伏直後の挙動はやや異なるが、他の部分ではほぼ両者の挙動は一致している。Fig.3.38 に軸ひずみとねじれ率の関係を示す。ひずみ挙動は、3 点モデルと 10 点モデルはほぼ全領域で良く一致している。従って薄板要

素を板厚方向に3点要素にモデル化することにより、ねじれ変形挙動をほぼ正確に追跡することが可能であると思われる。Fig.3.39に10点モデルと3点モデルの各点要素の応力分布の変化を示す。図は板要素の中心線から上半分の垂直応力 σ とせん断応力 τ の分布を示したものである。10点モデルでは、軸圧が小さい場合、塑性域におけるせん断応力分布は、矩形に近く、垂直応力は中央部が大きくなるが、軸圧が高くなるにつれて、せん断応力は3角形分布に近く、垂直応力分布の変化は少なくなる。3点モデルの応力は中央部と端部しかないので、分布形については述べる事が出来ないが、対応する点の応力の大きさは、ほぼ10点モデルの場合と同様である。

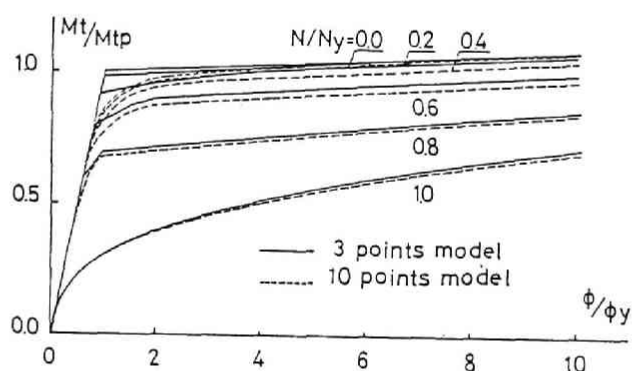


Fig.3.37 M_t - ϕ Relationship

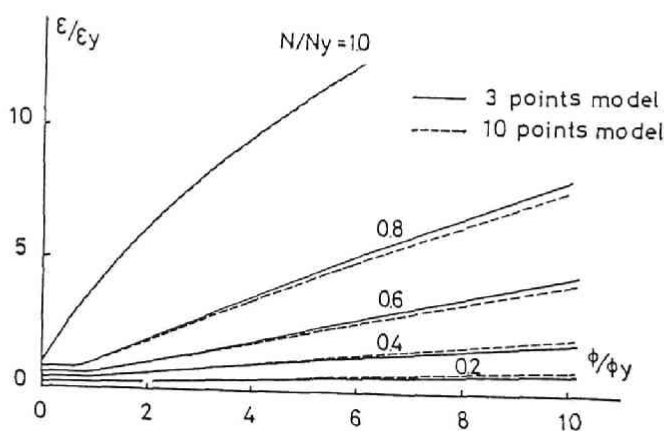


Fig.3.38 ϵ - ϕ Relationship

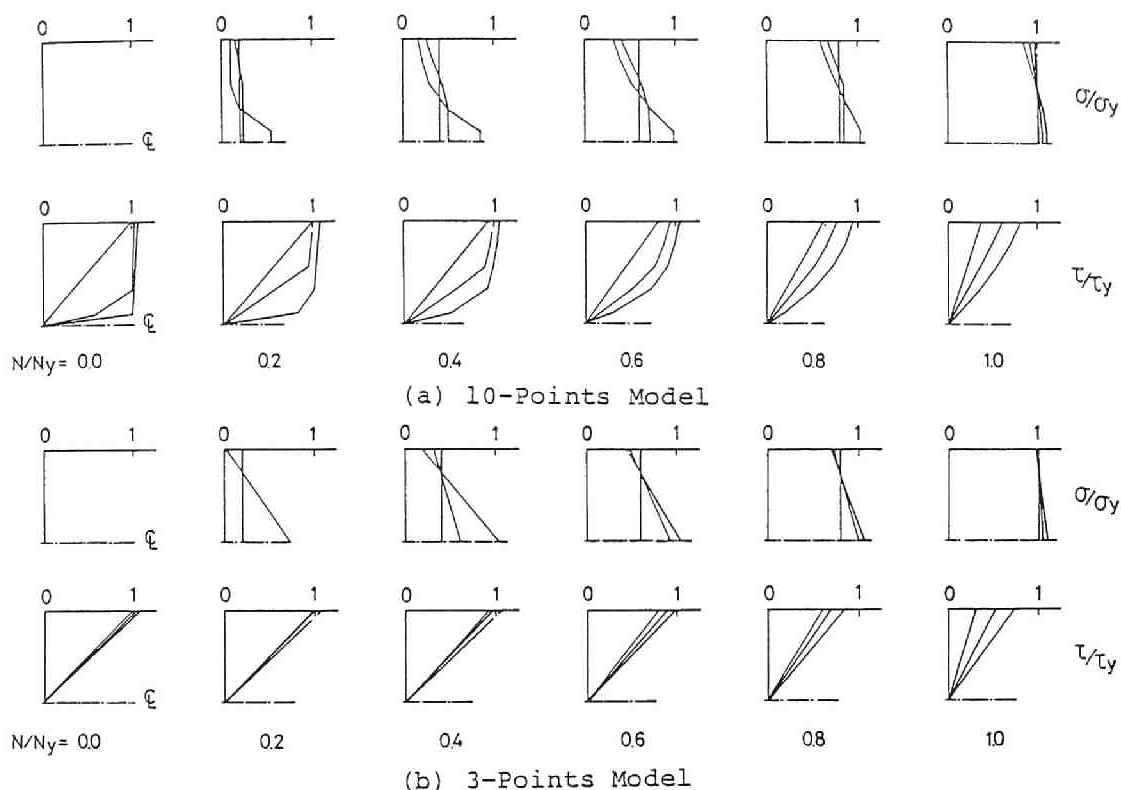
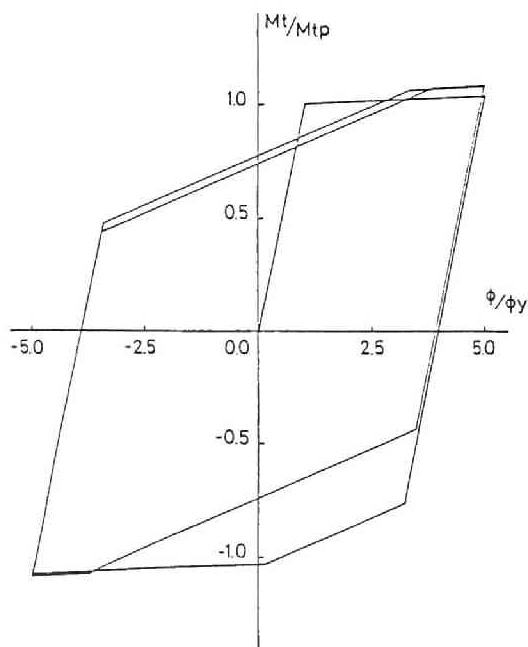


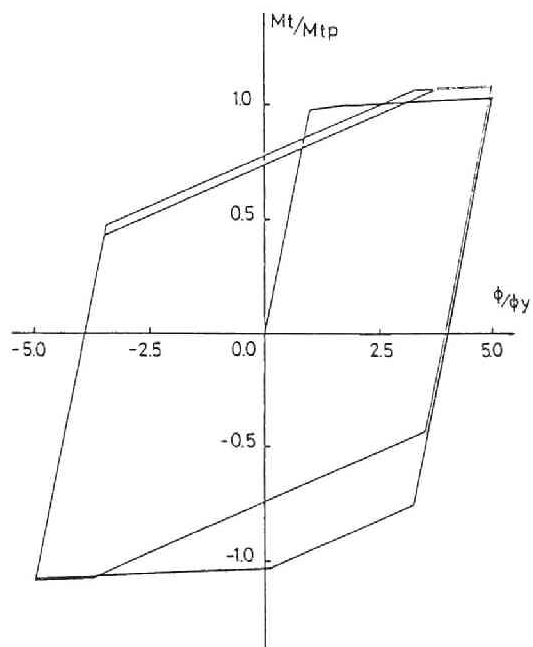
Fig.3.39 Stress Distributions
(Axial and Shearing Stress)

次に一定軸圧下で繰返しねじりモーメントを受ける場合の挙動を検討する。モデルは3点モデルとする。Fig.3.40 に一定軸圧下における交番繰返し加力時のねじりモーメント-ねじれ率関係を示す。ねじれ率振幅は降伏ねじれ率の5倍とする。ループは紡錘形であり、軸圧が高くなるほど、初期のねじれ抵抗は少ないが、繰返し硬化の割合は大きく、バウシinger効果の影響は少なくなる。軸圧の低い領域では、軸圧の影響は非常に少ない。Fig.3.41 に所定ひずみ時のねじりモーメントと載荷回数関係を示す。(a)図はI-Kモデルによる応力-ひずみ関係を用いた場合の結果であり、(b)図は比較のために求めたbi-linear 応力-ひずみ関係による結果である。前章で求めたせん断応力-せん断ひずみ関係の場合と同様、bi-linear 形の応力-ひずみ関係を用いた場合は、軸圧の存在により低下したねじれ抵抗は、繰返し載荷回数の増加とともに、繰返し硬化し、軸圧のない場合に漸近していくのに対して、I-Kモデルの場合は、材料的な繰返し硬化と構造的な繰返し硬化現象が相まって、ある載荷回数を越え

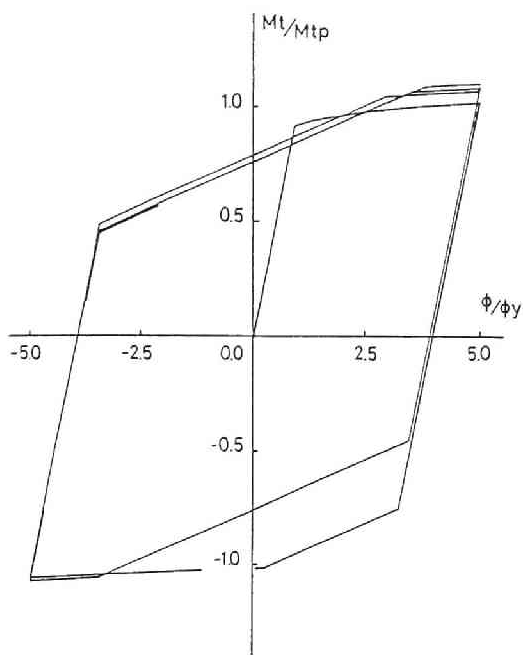
ると、軸圧が大きいほど、ねじれ抵抗も大きくなる。 Fig.3.42 に図心の軸ひずみと載荷回数の関係を示す。(a)図はI-Kモデル、(b)図は bi-linear モデルの場合である。軸圧比が小さい($N/N_y \leq 0.4$)場合はそれほど軸ひずみは大きくならないが、軸圧が高くなると急速に増大する。軸ひずみはI-Kモデルに比して、bi-linear モデルの方がこの解析の範囲では大きくなっている。



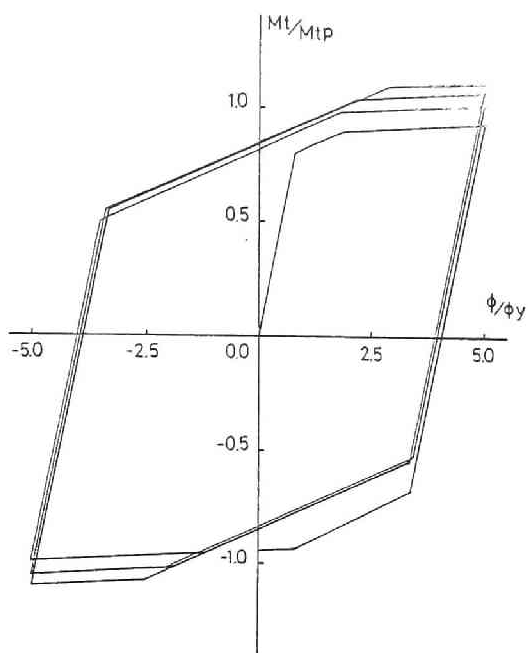
(a) $N/N_y = 0.0$



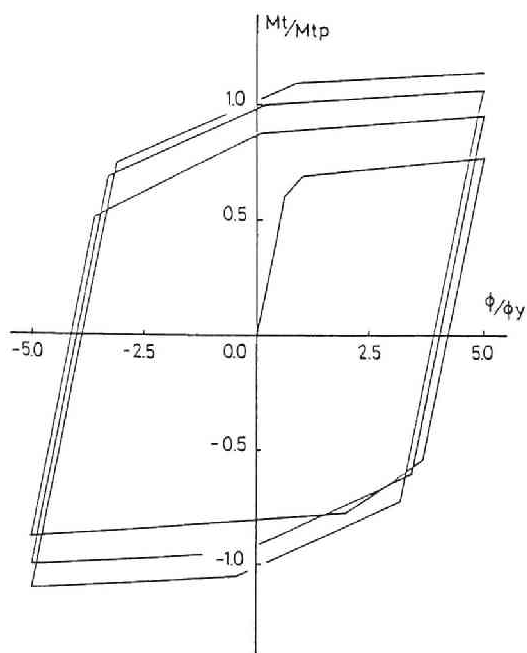
(b) $N/N_y = 0.2$



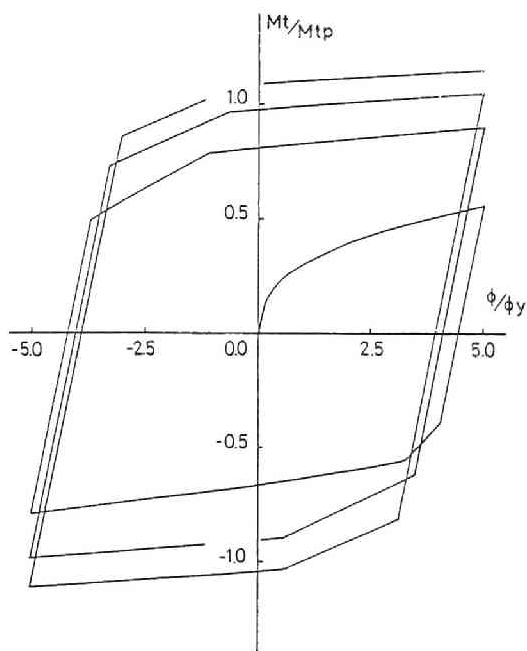
(c) $N/N_y = 0.4$



(d) $N/N_y = 0.6$

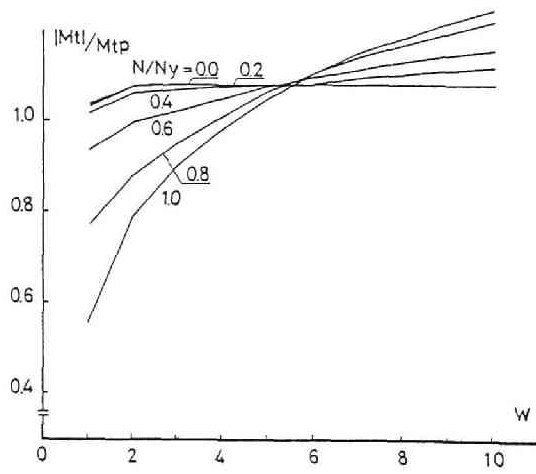


(e) $N/N_y = 0.8$

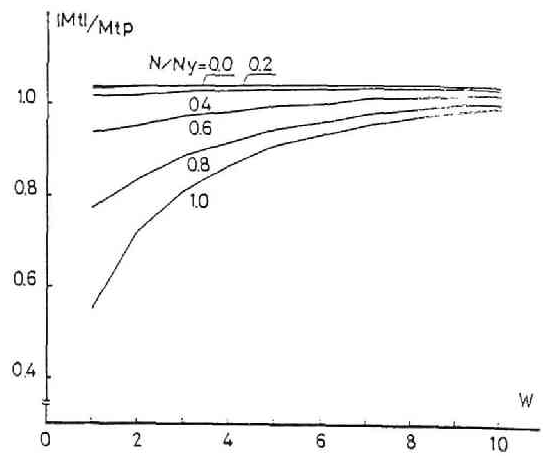


(f) $N/N_y = 1.0$

Fig.3.40 M_t - ϕ Relationship

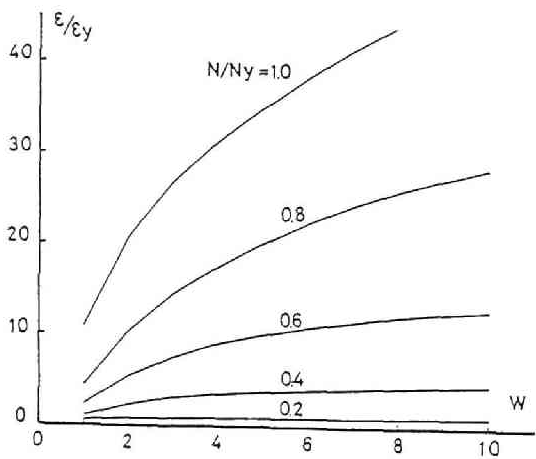


(a) I-K Model

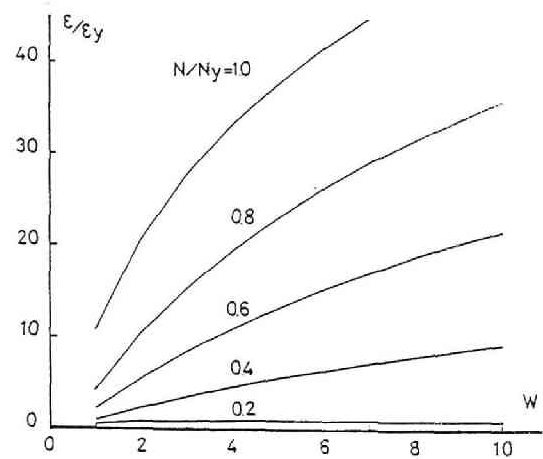


(b) Bi-linear Model

Fig.3.41 Variation of Torsional Moment



(a) I-K Model



(b) Bi-linear Model

Fig.3.42 Accumulation of Axial Strain

3. 4. H形鋼フランジの局部座屈挙動

鋼構造物の耐力、変形能力が劣化する原因の1つに局部座屈現象がある。H形鋼材を考えると、せん断力が卓越する場合を除けば、一般的に先づフランジが局部座屈し、次にウェブが局部座屈する。フランジの面積が全面積に占める割合が大きく、曲げ抵抗は主としてフランジにより支えられるのであるから、フランジの局部座屈挙動を明確にすることが、H形鋼材の曲げ変形性状を追究する上で重要となる。構造物のモデル化のなかに局部座屈現象を導入して解析を行うためには、局部座屈部分に対して比較的簡単で適切なモデル化を行うことが必要である。このような観点から Climenhaga 等 [3.28] , 三谷等 [3.29] は完全弾塑性材料を考え、崩壊モードを仮定した塑性解析により局部座屈後の挙動を追究しているが、座屈後の挙動に大きな影響を及ぼすと考えられる材料のひずみ硬化現象が無視されるために、比較的板要素の巾厚比が大きい場合以外は問題があるものと思われる。一方加藤等 [3.30] は応力が引っ張り強度に達するものとして塑性耐力時の変形を求めており、変形能力を評価するうえでは簡明な方法であるが、荷重と変形の関係は求められない。ひずみ硬化を考慮した比較的簡単なモデルに、フランジを矩形板と考え、純ねじれ座屈するものとして、荷重-変形関係をもとめた高梨の研究がある [3.32]。変形能力は、元たわみを適切に仮定することにより評価することが可能であるが、最大耐力以降の変形挙動が実験値に比して劣化が大きく、やや問題があるものとおもわれる。本論では、一様な圧縮力を受けるH形鋼フランジを主として曲げ抵抗を示す領域と、ねじれ挙動を示す領域に分け、比較的単純な変位関数を仮定することにより、局部座屈後の挙動を追究する。

3. 4. 1. 解析モデル [3.33]

一様な圧縮力を受けるH形鋼フランジが Fig.3.43 に示すように変形する場合を考える。ウェブとの結合はピンとし、ウェブによる拘束はないものと仮定する。変形モードは領域Ⅰでは主として曲げ変形、領域Ⅱではねじれ変形するものとする。載荷辺は回転に対して固定されており、直交する2辺は自由辺である。

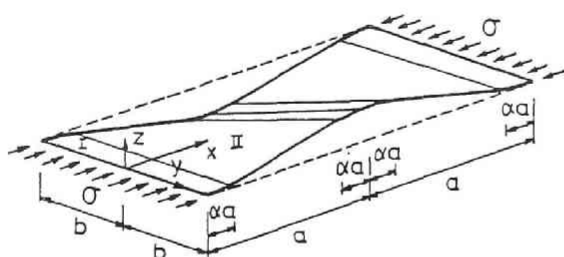


Fig. 3.43 Compression Flange

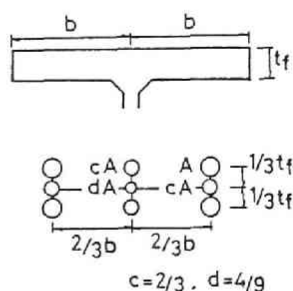


Fig. 3.44 9-Points Model

有限変形問題に対して増分形式で示された仮想仕事式は次式のようなになる [3.31]。

$$\begin{aligned} & \iiint_V \{ \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} + \sigma_{ij} (u_{k,i}^0 \delta u_{k,j} + u_{k,j}^0 \delta u_{k,i}) / 2 + \\ & \quad \sigma_{ij}^0 \delta (u_{k,i} u_{k,j}) / 2 \} dV = \iint_S f_i \delta u_i dS + \iint_S f_i^0 \delta u_i dS - \\ & \quad \iiint_V \sigma_{ij}^0 \delta e_{ij}^* dV \quad (3.36) \end{aligned}$$

ここで

$$\epsilon_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i}) / 2$$

$$e_{ij}^* = (u_{i,j} + u_{j,i} + u_{k,i}^0 u_{k,j} + u_{k,j}^0 u_{k,i}) / 2$$

ただし σ_{ij}^0 , u_i^0 , f_i^0 はある状態に対する既知の応力、変位、表面力を示し、これらの諸量が微少増分後、 $\sigma_{ij}^0 + \sigma_{ij}$, $u_i^0 + u_i$, $f_i^0 + f_i$ に変化するものとする。

板の中央面の面内 (x, y 方向) 変位増分を u、v、面外 (z 方向) 変位増分を w とする。

領域 I

$$u(x, y) = a_1 x \quad (3.37a)$$

$$v(x, y) = -c_1 c_{10} \frac{x^4 y}{b^2} \quad (3.37b)$$

$$w(x, y) = c_1 \frac{x^2 y}{b} \quad (3.37c)$$

領域 II

$$u(x, y) = a_2 x + (a_1 - a_2) \alpha a \quad (3.38a)$$

$$v(x, y) = -c_{10} c_1 \left(\frac{\alpha a}{b}\right)^2 (2x - \alpha a)^2 y \quad (3.38b)$$

$$w(x, y) = c_1 [2\alpha ax - (\alpha a)^2] \frac{y}{b} \quad (3.38c)$$

即ち軸方向の変位関数は1次とし、面外変位は、領域Ⅰでは曲げ変形が卓越するようにx方向2次、y方向1次、領域Ⅱでは、ねじれ変形するようにx、y方向ともに1次としている。y方向変位 $v(x, y)$ はy軸方向のひずみ e_{yy}^* が0となるように導入したものであり、 c_{10} は考えている状態におけるたわみを示す係数である。各領域におけるx、y、z方向の変位増分U、V、Wは法線保持を仮定すると $U=u-zw_x$ 、 $V=v-zw_y$ 、 $W=w$ となり、次式のように書ける。

領域Ⅰ

$$\begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} x, & 0, & -\frac{2xyz}{b} \\ 0, & 0, & -\frac{x^2 z}{b} - c_{10} \frac{x^4 y}{b^2} \\ 0, & 0, & \frac{x^2 y}{b} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ c_1 \end{Bmatrix} \quad (3.39a)$$

領域Ⅱ

$$\begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha a, & x - \alpha a, & -\frac{2\alpha ayz}{b} \\ 0, & 0, & -\frac{\alpha a(2x - \alpha a)z}{b} - \frac{(\alpha a)^2(2x - \alpha a)^2 y}{b^2} \\ 0, & 0, & \frac{\alpha a(2x - \alpha a)}{b} y \end{bmatrix} c_{10} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ c_1 \end{Bmatrix} \quad (3.39b)$$

各領域におけるひずみ増分は

領域Ⅰ

$$\begin{Bmatrix} e_{xx}^* \\ \gamma_{xy}^* \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1, & 0, & -\frac{2yz}{b} + c_{10} \frac{4x^2 y^2}{b^2} \\ 0, & 0, & -\frac{4xz}{b} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ c_1 \end{Bmatrix} \quad (3.40a)$$

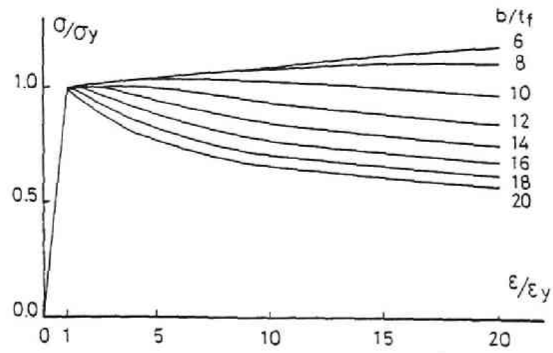
領域Ⅱ

$$\begin{Bmatrix} e_{xx}^* \\ \gamma_{xy}^* \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0, & 1, & 4c_{10}(\frac{\alpha a}{b})^2 y^2 \\ 0, & 0, & -\frac{4\alpha az}{b} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ c_1 \end{Bmatrix} \quad (3.40b)$$

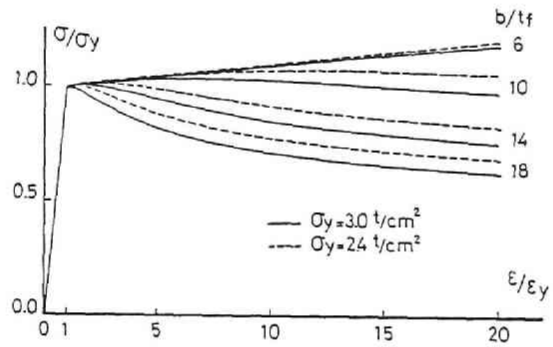
上式に示されるように、(3.37),(3.38)式のように単純な変位関数を仮定すると、領域Ⅰ，Ⅱのひずみ状態は軸ひずみと、せん断ひずみのみとなり、応力-ひずみ関係は、材料に等方硬化と移動硬化を考えたⅠ-Kモデルを用いる場合は、前章で示された(2.30),(2.31)式となる。(2.30),(2.31)および(3.40)式の関係(3.36)式に代入して、積分を行えば一般化座標(a_1, a_2, c_1)に関する連立1次方程式が得られる。ここでH形断面のフランジをFig.3.44に示すように9点モデルにモデル化する。点モデル化することにより(3.36)式における積分 $dydz$ は各点要素位置の状態量に点要素の断面積を乗じて加え合わせればよく、材長方向(x方向)の積分も、領域中央の値が一様に分布するものと仮定すれば、比較的簡単に求めることが出来る。但し左辺第3項である初期応力マトリックスの算定には、面外変形による項のみを取り扱う。右辺の第3項は前回の釣り合いの残差を示しており、このために数値解析において、丁度ある要素の応力変化が生じるための増分調整に比例関係を用いることが出来ないが、ここでは残差は小さいものとして比例配分している。

3.4.2. 解析結果

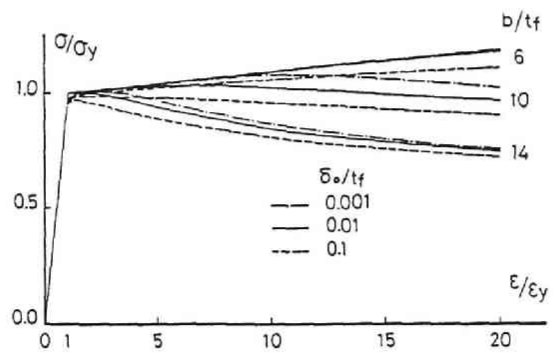
解析は分岐点問題としてではなく、フランジに初期たわみを与えることにより取り扱っている。解析に際して、材料の諸定数は前節と同じとした。Fig.3.43に示すように、フランジの半巾 b と座屈領域の長さ $2a$ の割合を $a=b$ とし、曲げの卓越する領域の長さ αa を $0.2a$ として求めたフランジ全体の平均的な応力-ひずみ関係をFig.3.45に示す。(a)図は初期たわみの大きさ δ_0 が板厚 t_f の1/100とし、材料の降伏応力を $\sigma_y = 3.0t/cm^2$ とした場合の結果である。巾厚比 b/t_f が小さい場合は、座屈変形



(a) $\sigma_y = 3.0 \text{ (t/cm}^2\text{)}, \delta_0/t_f = 0.01$



(b) Effect of Yield Stress



(c) Effect of Initial Deformation

Fig.3.45 Axial Stress-Strain Relationship

の増大に伴い、緩やかに剛性が低下し、最大耐力以降も緩やかに耐力が低下していくが、巾厚比が大きくなると、座屈変形の増大に伴って急激に耐力が低下し、その後は緩やかに低下する。(b)図は降伏点応力の相違の影響をみるために、 $\sigma_y = 2.4 \text{ t/cm}^2$ (破線) と $\sigma_y = 3.0 \text{ t/cm}^2$ (実線) の場合を比較したものである。当然のことながら、同じ巾厚比では、降伏点の低い $\sigma_y = 2.4 \text{ t/cm}^2$ の場合の方が大きな変形能力を示している。

(c) 図は初期たわみの影響をみるために行った解析結果で、初期たわみと板厚の比 δ_0/t_f を3種類に変化させている。初期たわみの影響は板要素の巾厚比により異なり、 $b/t_f = 10$ の場合は初期たわみの大きさにより、かなり座屈挙動が異なることがわかる。

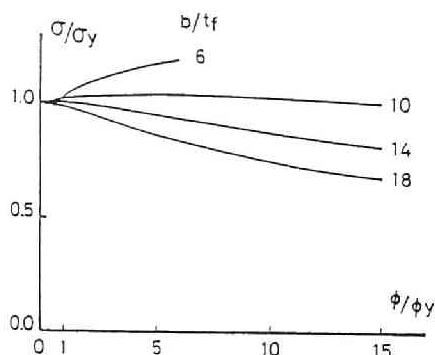


Fig. 3.46 σ - ϕ Relationship

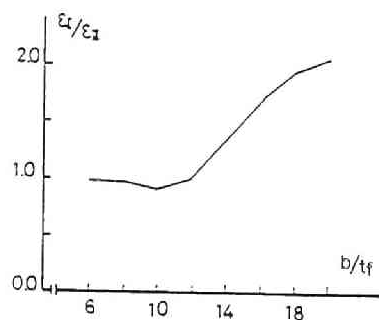


Fig. 3.47 Distribution of Axial Strain

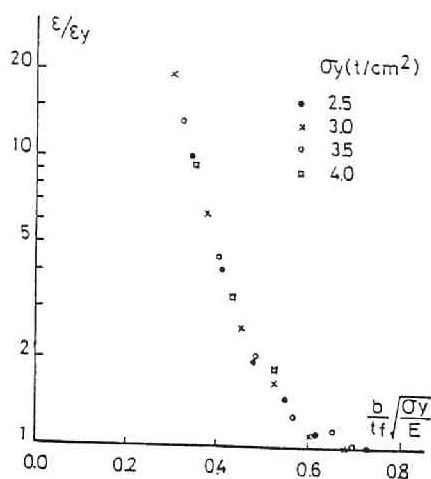


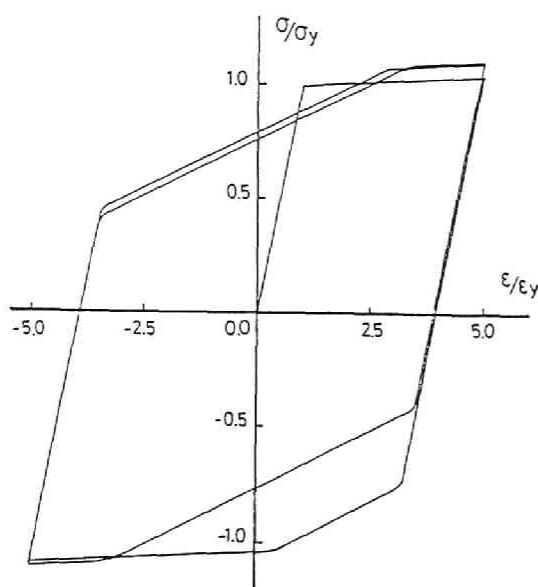
Fig. 3.48 Variation of Maximum Strain at Maximum Strength

領域Ⅱは軸変形とねじれ変形が生じると仮定しており、この部分のねじれ率 ϕ と平均応力 σ の関係を Fig.3.46 に示す。ねじれ変形は図より明らかなように、板要素の巾厚比が極めて小さい場合を除けば、最大耐力以降急速に増大することがわかる。Fig.3.47に曲げ変形の卓越する領域Ⅰの平均軸ひずみ ϵ_I と、ねじれ変形する領域Ⅱの平均軸ひずみ ϵ_{II} の比を示す。巾厚比が比較的小さい $b/t_f=12$ 程度までは領域Ⅰ、Ⅱの軸ひずみはほぼ同一であるが、巾厚比が大きくなると急激に曲げ変形部分（領域Ⅰ）の軸ひずみが増加する。前図はフランジ全体の平均ひずみ $\epsilon/\epsilon_y=5.0$ の場合の値であり、座屈変形が増大するまでは、全ての場合とも領域ⅠとⅡの軸ひずみ ϵ_I と ϵ_{II} はほぼ等しくなっている。

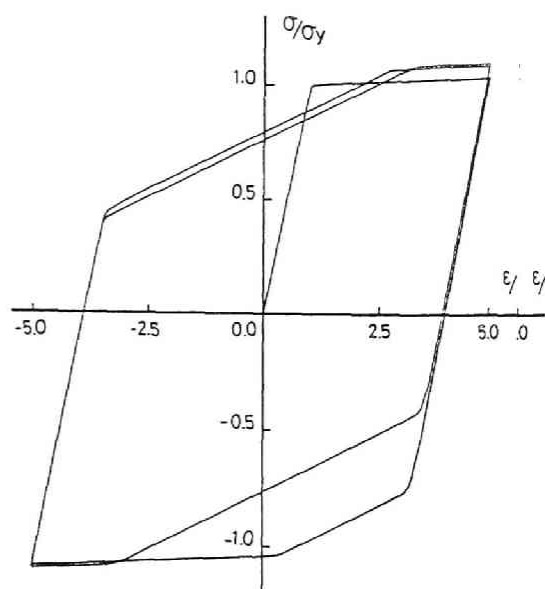
一般に局部座屈の設計式では、無次元化された巾厚比として、フランジに対しては $b/t_f \sqrt{\sigma_y/E}$ が用いられる。Fig.3.48は、降伏応力を $\sigma_y=2.5, 3.0, 3.5, 4.0 \text{ t/cm}^2$ と変化させ、他の材料定数は同一として求めた最大応力時のひずみを対数目盛りで縦軸に、横軸に無次元化巾厚比 $b/t_f \sqrt{\sigma_y/E}$ をとって示したものである。図より明らかなように4種の解析値は、ほぼ同一の曲線上に分布しており、上述の無次元化巾厚比でまとめられることがわかる。単調載荷時の応力-ひずみ曲線は、軟鋼材の場合、降伏点おどり場を有し、本解析に用いた bi-linear形とはかなり異なる性状を示すが、本解析結果は、文献[3.32]で高梨によりまとめられている局部座屈実験結果の、ひずみ硬化時のひずみ ϵ_{st} を降伏ひずみの6~8倍であるとすればほぼ一致しており、わずかも応力勾配が存在する場合には単純応力に対する応力-ひずみ関係を bi-linear 形と仮定して解析しても、ほぼその挙動を追跡することが可能であると思われる。

次に一定ひずみ振巾交番繰り返し応力時の挙動について調べる。ひずみ振巾は降伏ひずみの5倍とする。降伏応力 $\sigma_y=3.0 \text{ t/cm}^2$ の場合の解析結果を Fig.3.49 に示す。図では圧縮応力を正として示している。この程度のひずみ振巾では、巾厚比の小さい($b/t_f \leq 8$)場合は、あまり局部座屈の影響がみられず、材料の応力-ひずみ関係に近いループを描く。巾厚比が大きくなるに従って圧縮応力を受ける側で勾配が負になる不安定領域が増大し、最大耐力も繰り返しサイクル数の増大に伴って低下していき、除荷時の剛性は座屈変形による元たわみにより低下する。引っ張り応力を受ける側（負側）では座屈変形による伸び剛性、比例限応力の低下が、巾厚比の大きい場合にみられるが、所定ひずみ時の最大耐力はほとんど低下しない。所定ひずみ時の応力と繰り返し載荷回数の関係を Fig.3.50 に示す。繰り返し硬化現象を示すのは、巾厚比 $b/t_f \leq 8$ の

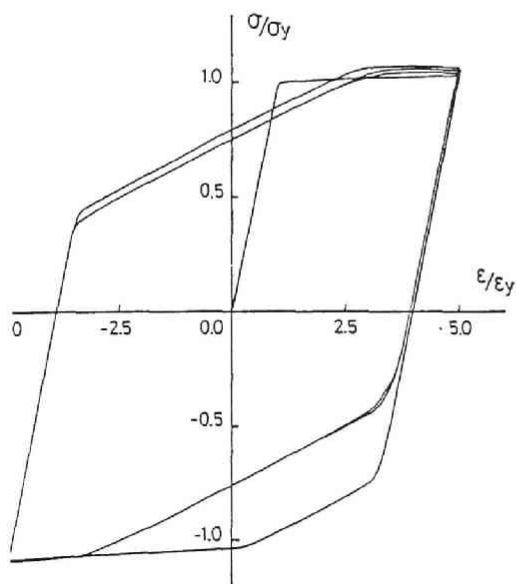
場合であり、 $b/t_f \geq 10$ になると圧縮側での耐力が低下し始め、 $b/t_f \geq 12$ では耐力低下の割合がかなり大きくなる。引張り側の耐力は巾厚比が大きくなると、やや小さくなるが、繰返し加力に伴う低下は本計算の範囲ではほとんど認められない。Fig. 3.51に領域Ⅱ部分のねじれ率と載荷回数との関係を示す。載荷回数の増加に従って、圧縮・引張り応力時共にねじれ率は増加していくが、フランジの巾厚比が大きいほど、大きなねじれ率を示す。このねじれ率の変化は、巾厚比 b/t_f が8と10の間で差が大きく、ひずみ振巾 $\varepsilon/\varepsilon_y = 5$ で繰返し応力を受ける場合、巾厚比が8以下では、局部座屈変形はそれほど大きく進展しないことを示しており、ひずみ振巾により異なると考えられるが、ある巾厚比を境に繰返し載荷に伴って座屈変形が大きく進展する場合と、それほど進展しない場合に分けられることを示している。従って板要素の巾厚比をある値以下におさえおけば、ある程度の塑性変形の範囲内では、比較的安定な復元力が得られるものと考えられる。



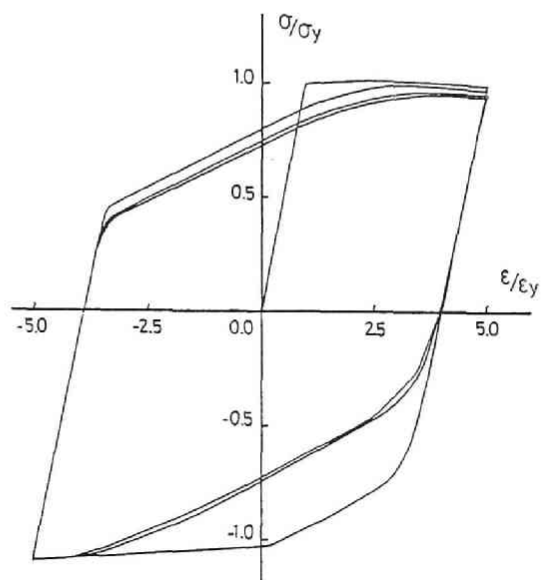
(a) $b/t_f = 6$



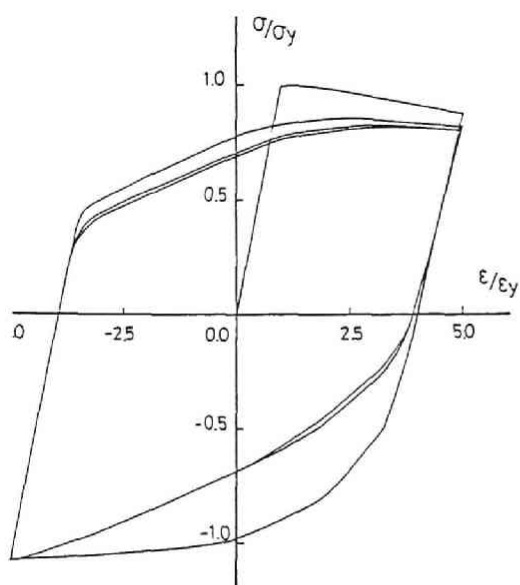
(b) $b/t_f = 8$



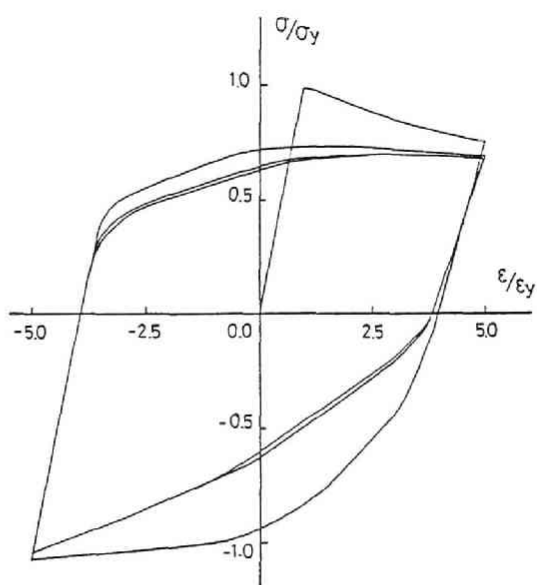
(c) $b/t_f=10$



(d) $b/t_f=12$



(e) $b/t_f=16$



(f) $b/t_f=20$

Fig.3.49 Axial Stress-Strain Relationship ($\epsilon/\epsilon_y=5$)

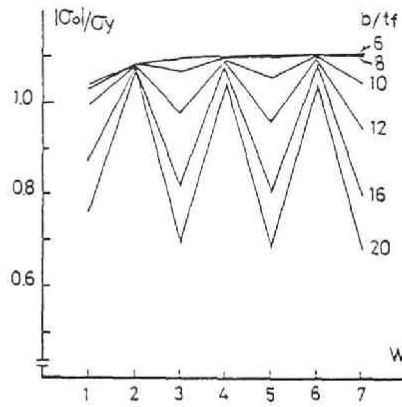


Fig.3.50 Variation of Axial Stress

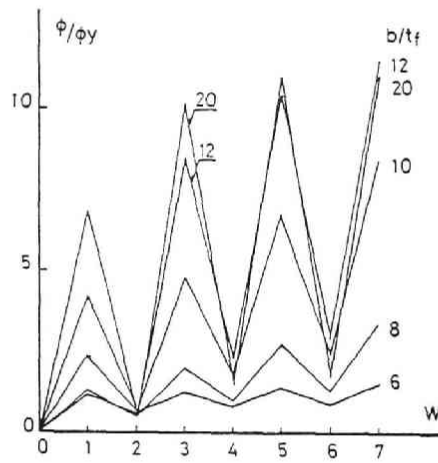


Fig.3.51 Variation of Rotation Angle

3. 5. フランジの局部座屈を考慮したH形断面材要素の曲げモーメントー曲率関係

前節で求めたフランジの局部座屈モデルを用いて、局部座屈が生じる部分のH形断面材要素の曲げモーメントー曲率関係を求める。Fig.3.52に示すように、材長 $2a$ を有するH形断面材要素が、一定軸圧下で、曲げモーメント M を受ける場合を考える。Fig. 3.53に示すようにH形鋼フランジを前節と同様9点モデルに仮定し、ウェブは2点にモデル化する。崩壊挙動に及ぼすウェブの影響の重要性は明白であるが、ここでは第一段階として、ウェブは局部座屈しないものとして解析を行う。Fig.3.53 に示した合計20点モデルのH形断面材要素を全体的に解析するのではなく、簡単のために前節で求めたフランジの平均的な応力ーひずみ関係が、そのまま材料の応力ーひずみ関係であると仮定した解析を行う。従って要素の変形に伴う全体的な $N \cdot \delta$ 効果及び曲率に伴うフランジの上下点要素のひずみの変化等は考慮されていない。このような仮定を用いれば、曲げモーメントー曲率関係は 3.1節で述べた (3.4)式を用いて求められる。各フランジ及びウェブ点要素の応力ーひずみ関係の勾配が求められれば (3.4)式は解くことが出来る。

H形断面のプロポーションとして一般的な柱形断面を考え、フランジとウェブの面積比 $A_w/A_f=2/3$ とした場合について解析を行う。材料の降伏応力を $\sigma_Y=3.0\text{t/cm}^2$ とし、フランジの元たわみ δ_0 は板厚 t_f の $1/100$ とする。その他の諸定数は 3.4節と同様である。軸圧比 $N/N_Y=0.0\sim 0.6$ の範囲で求められた単調載荷時の曲げモーメントー曲率関係を Fig.3.54 に示す。フランジの巾厚比 b/t_f が小さい6の場合は、全て安定な釣り合い状態であり、軸圧が高いほど耐力は低いが、塑性域における剛性は大きくなっている。フランジの巾厚比が大きくなると ($b/t_f \geq 10$) 不安定な釣り合い状態が生じる。最大耐力および最大耐力時の曲率は、巾厚比が大きく、軸圧比が高いほど小さくなり、最大耐力以降の負勾配は巾厚比が大きくなるほど大きくなる。Fig.3.55に断面の図心位置の軸ひずみと曲率の関係を示す。一般に巾厚比が大きいほど、フラン

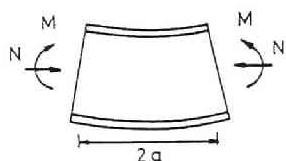


Fig.3.52 Wide Flange Segment

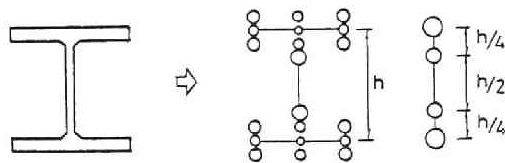
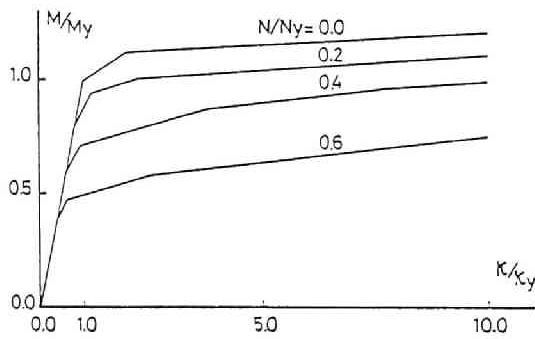
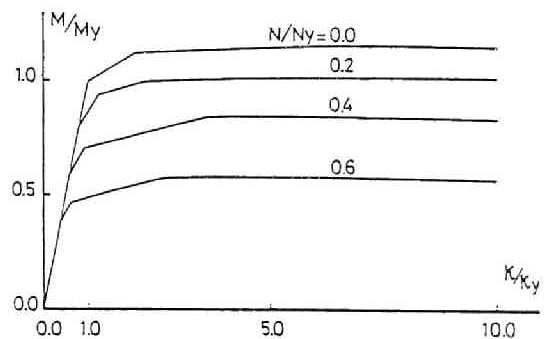


Fig.3.53 20-Points Model

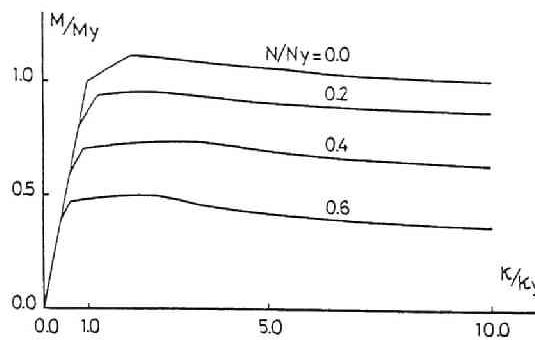
ジの局部座屈に伴う耐力の低下が大きいいため、軸力を一定に保つために図心位置での軸ひずみは大きくなる。この傾向は、軸圧比が $N/N_y \leq 0.6$ の範囲では軸圧比が小さくなるに従って著しくなる。これは点要素の降伏状態と関連している。軸圧が高い場合は、圧縮フランジ、両ウェブが圧縮降伏し、引っ張りフランジが弾性域に留まるため、中立軸がほぼ引っ張りフランジ近傍にあり、巾厚比にあまり関係なく、曲率と図心ひずみの関係が決まる。一方、軸圧0の場合、巾厚比が小さければ($b/t_f=6$)、降伏は図心に対して対称に生じ、軸ひずみはほとんど生じないが、巾厚比が大きい場合は、圧縮フランジ、圧縮側ウェブ、引っ張りフランジが降伏し、図心位置でのひずみが大きく変化する。



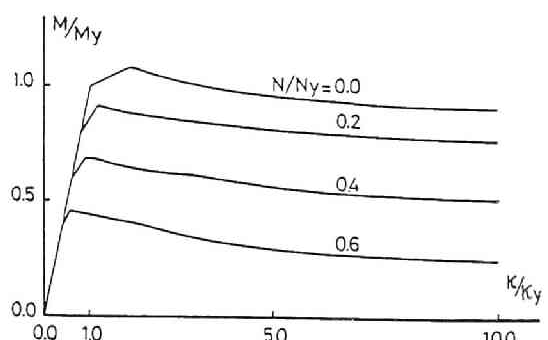
(a) $b/t_f=6$



(b) $b/t_f=10$



(c) $b/t_f=14$



(d) $b/t_f=18$

Fig.3.54 Bending Moment-Curvature Relationship

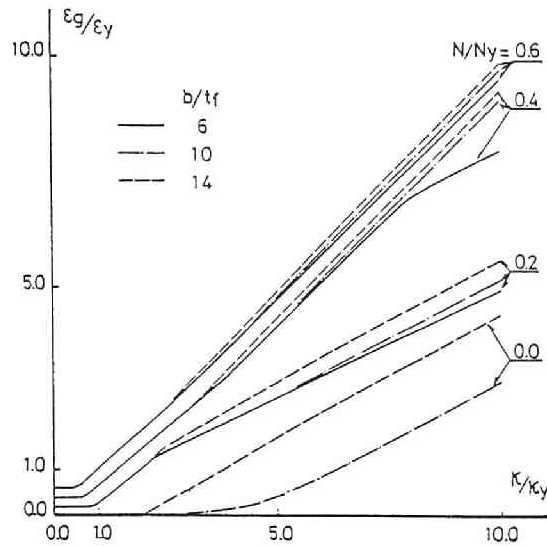
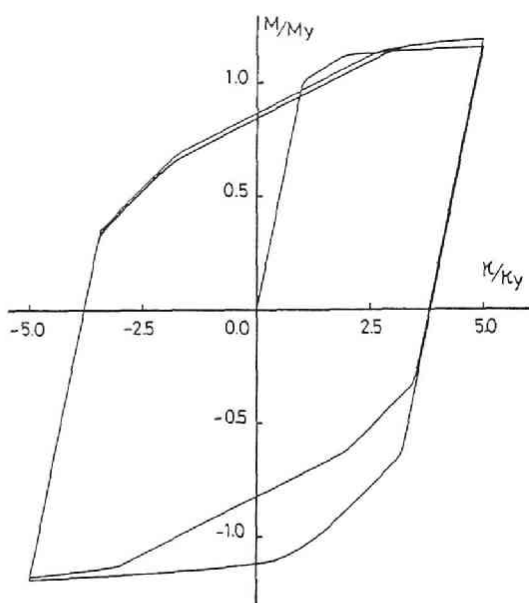


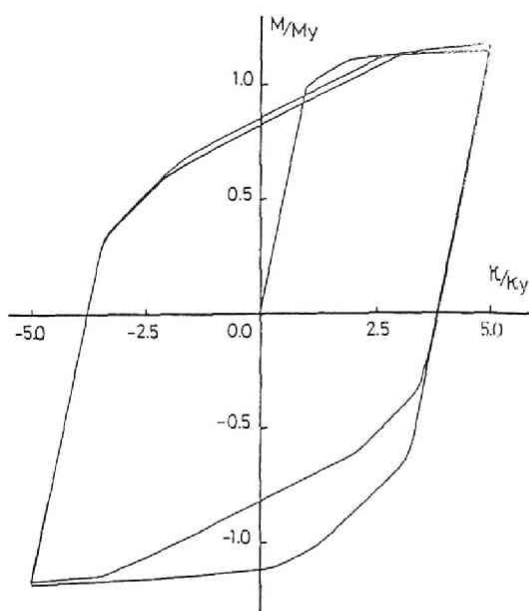
Fig.3.55 Axial Strain-Curvature Relationship

次に一定曲率振巾 ($\kappa/\kappa_y=5.0$) 下での交番繰り返し加力時の曲げモーメントー曲率関係を求める。 Fig.3.56に解析結果を示す。(a)～(f) 図は、軸圧比 $N/N_y=0.0$ の場合である。巾厚比が小さい $b/t_f \leq 10$ の場合は、安定な紡錘形のループを示しているのに対して、巾厚比が大きくなると ($b/t_f \geq 12$) 第1サイクル目で不安定な釣り合いを示し、第2サイクル以降は紡錘形のループを示すが、耐力、剛性ともに第1サイクルに比してかなり低下する。この傾向は、巾厚比が大きいくほど著しくなる。

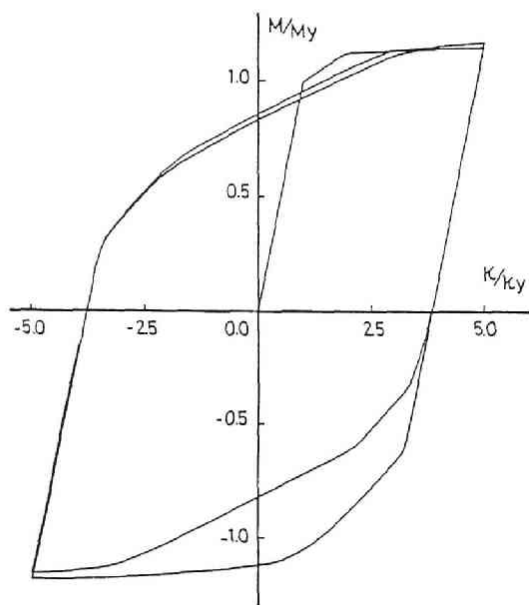
(g)～(i) 図は軸圧比 $N/N_y=0.2$ の場合である。 $b/t_f=6$ の場合は、安定なループで、繰り返し硬化を示しているが、巾厚比が大きい $b/t_f \geq 10$ の場合は、第1サイクルで不安定な釣り合いを示し、第2サイクル以降の耐力、剛性の低下は、軸圧のない場合よりも著しい。(j)、(k) 図は巾厚比 $b/t_f=10$ で、軸圧比 N/N_y を 0.4, 0.6 と増加させた場合である。一般に局部座屈がなければ、3.1 節で述べたように、軸圧が高いほど繰り返し硬化現象は著しくなるが、局部座屈が発生すると、図に示すように繰り返し軟化し、剛性の低下も大きくなる。所定曲率時の曲げモーメント M_0 と繰り返し載荷回数の関係を Fig.3.57 に示す。(a)図は軸圧比0の場合であり、巾厚比が大きいくほど、曲げ抵抗は少なくなる。巾厚比 $b/t_f=6, 8$ の場合は2サイクル以降ほぼ一定の耐力を示すが、 $b/t_f \geq 10$ では第2サイクル目以降耐力は徐々に低下していく。この低下の割合は、繰り返しの初期で大きく、徐々に緩やかになる。(b) 図は軸圧比 $N/N_y=$



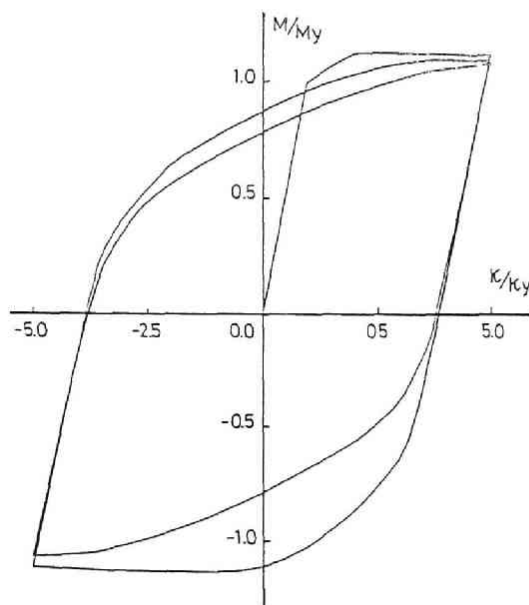
(a) $N/N_Y=0.0$, $b/t_f=6$



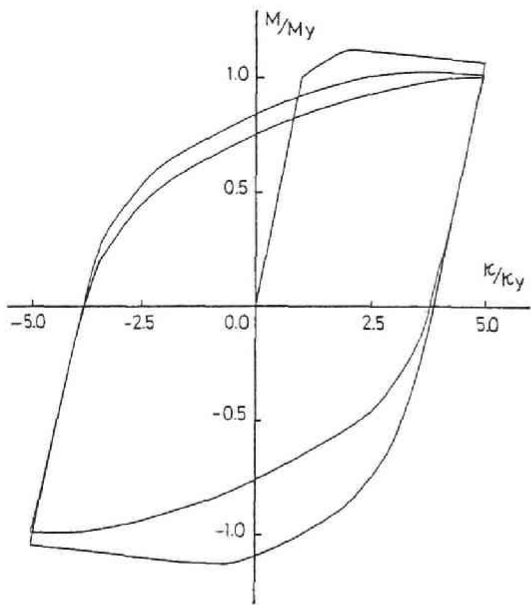
(b) $N/N_Y=0.0$, $b/t_f=8$



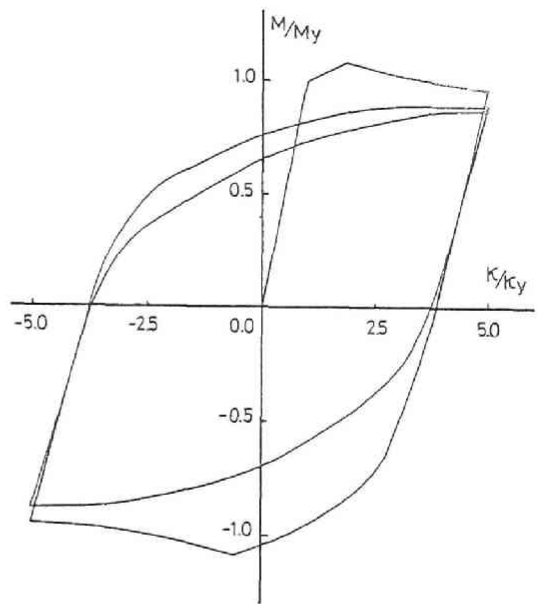
(c) $N/N_Y=0.0$, $b/t_f=10$



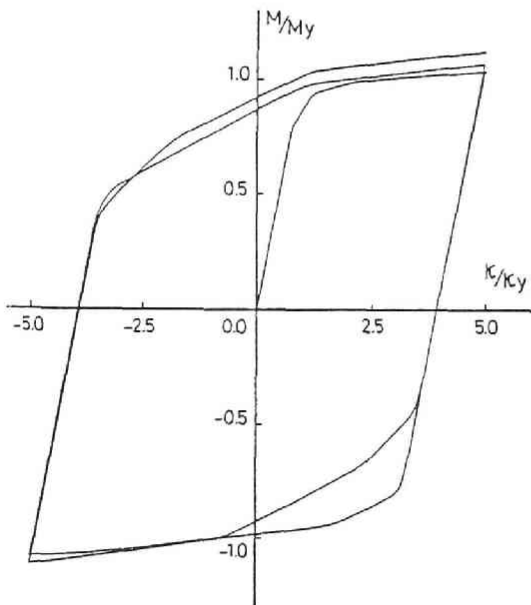
(d) $N/N_Y=0.0$, $b/t_f=1.2$



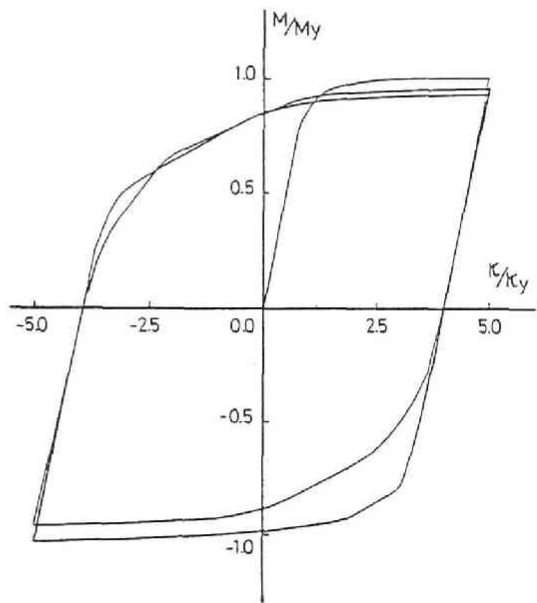
(e) $N/N_y = 0.0$, $b/t_f = 14$



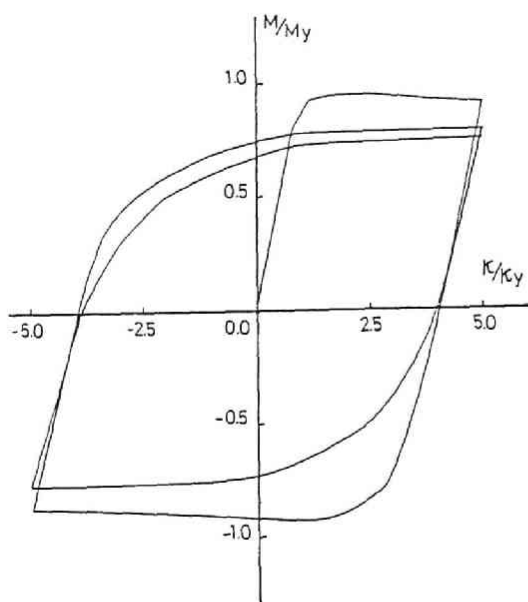
(f) $N/N_y = 0.0$, $b/t_f = 18$



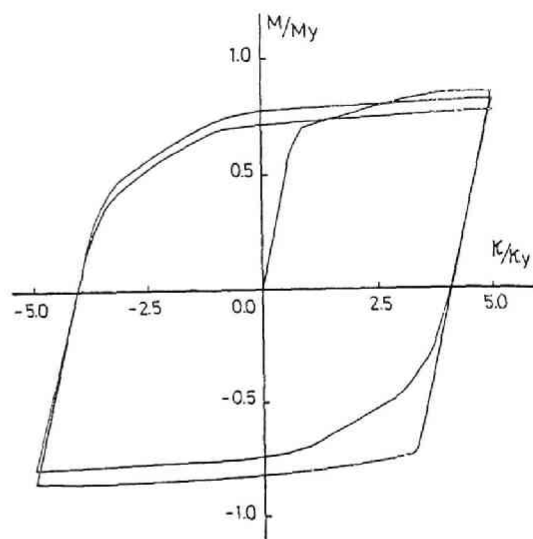
(g) $N/N_y = 0.2$, $b/t_f = 6$



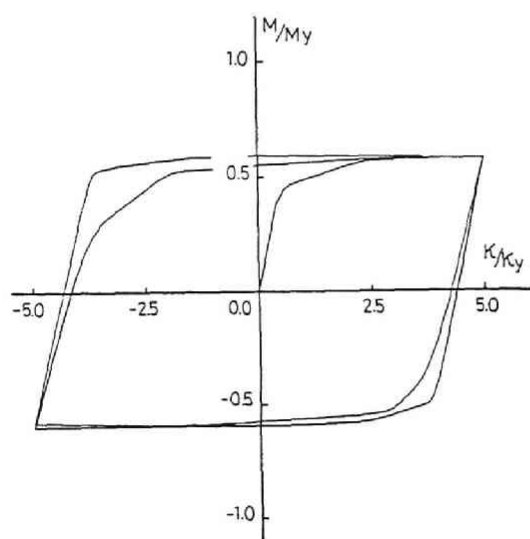
(h) $N/N_y = 0.2$, $b/t_f = 10$



(i) $N/N_y = 0.2$, $b/t_f = 14$



(j) $N/N_y = 0.4$, $b/t_f = 10$



(k) $N/N_y = 0.6$, $b/t_f = 10$

Fig.3.56 Bending Moment-Curvature Relationship

0.2 の場合であり、巾厚比 $b/t_f=6$ の場合は繰返し硬化を示すが、 $b/t_f \geq 10$ では繰返し軟化する。巾厚比の変化による耐力の変化は、軸圧0の場合よりも著しい。Fig.3.58 に局部座屈が生じない ($b/t_f=0$) 場合と $b/t_f=10$ の場合の比較を示す。局部座屈が生じなければ(破線)繰返し硬化を示す。この硬化の割合は、軸圧比が高くなるにつれて著しくなる。巾厚比 $b/t_f=10$ の場合(実線)は軸圧比 $N/N_Y=0.6$ を除き、すべて繰返し軟化している。それぞれの軸圧比に対し、実線と破線を比較してみると、両者の差は軸圧が高いほど著しくなっていることがわかる。

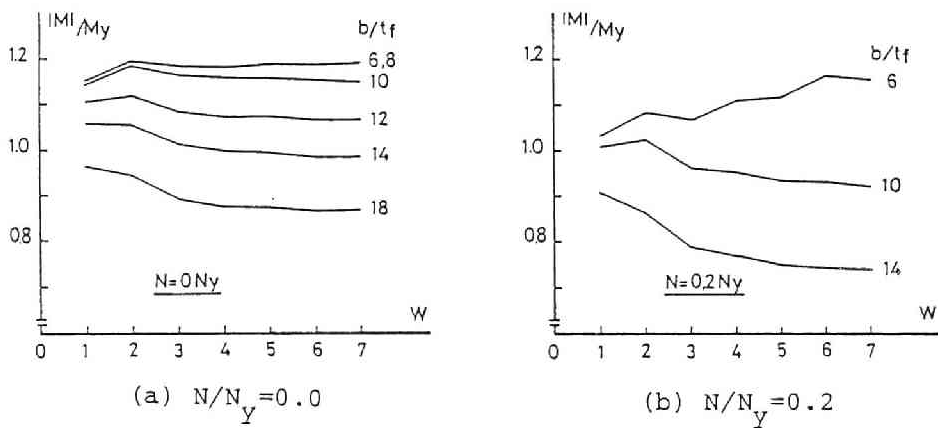


Fig.3.57 Variation of Bending Strength

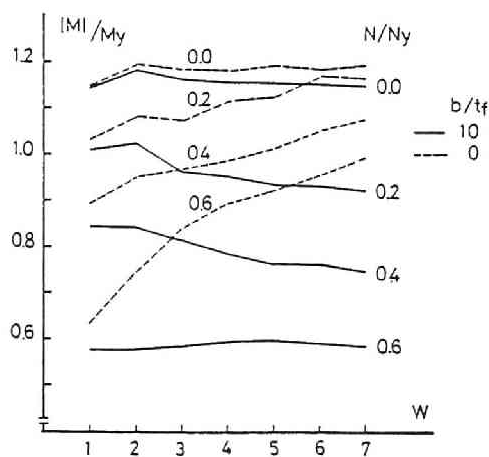


Fig.3.58 Variation of Bending Strength

Fig.3.59 に断面の図心位置の軸ひずみと、繰返し载荷回数との関係を示す。(a) 図は軸圧比 $N/N_Y=0.0$ の場合であり、巾厚比 $b/t_f \leq 8$ では、ほとんど図心位置での軸ひずみが生じないのに対して、 $b/t_f \geq 10$ ではサイクル数の増加とともに、軸ひずみが増加する。特に最初の数サイクルでの増加が著しい。(b) 図は軸圧比を変化させた場合であり、軸圧が高くなるに従って軸ひずみの進展は大きくなる。巾厚比の影響は軸圧比 $N/N_Y=0.2$ の場合に示されるように、巾厚比が大きくなるほど軸ひずみは大きくなるが、巾厚比の変化による軸ひずみの変動はそれほど大きくない。

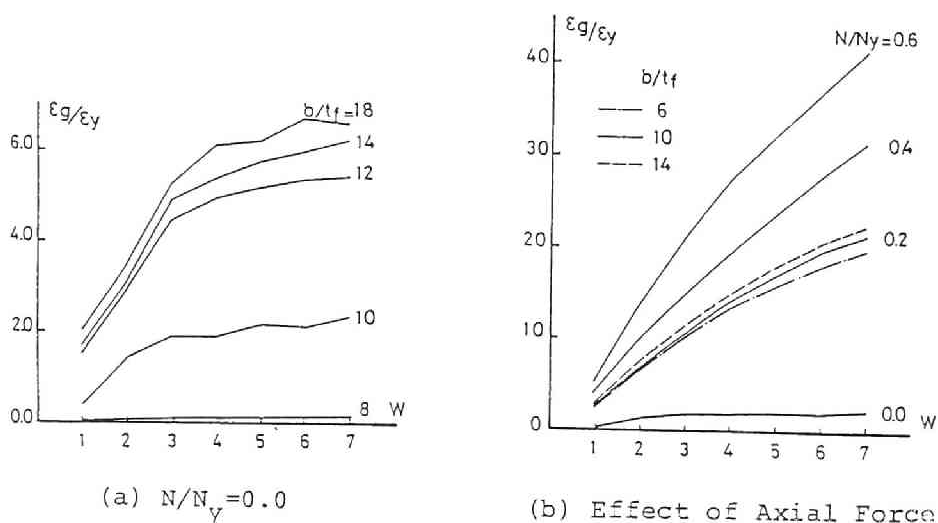


Fig.3.59 Accumulation of Axial Strain

曲げせん断を受けるH形断面柱の局部座屈挙動を含む実験は多数存在するが、本解析モデルに対応するような、一定軸圧下で、一様な曲げモーメントを受けるH形断面材を対象とし、繰り返し載荷時も含めて局部座屈挙動を検討した実験は少ない。ここでは Fig.3.60 に示すように、柱形H形断面材を対象に、2点集中載荷を与える方法により行われた山田・松本の実験結果 [3.38] と本解析モデルによる解析結果の比較を行う。供試体はH形鋼材 (H-100x100x6x8)を切削加工することにより、フランジ、ウェブの巾厚比を変化させている。供試スパンはフランジ巾の2倍である。供試体の形状を Table 3.2 に、引っ張り試験結果を Table 3.3に示す。軸力は0の場合と降伏軸力の2割の場合の2種とし、実験はすべて供試体の平均的な曲率を比較的小さなピッチで漸増させる漸増曲率振巾交番繰り返し載荷としている。所定曲率時の曲率と、供試体端部に作用する曲げモーメントの値をプロットした骨格曲線を Figs.3.61(a), 3.62(a) に示す。縦軸は曲げモーメントを軸圧を考慮した全塑性モーメントで、横軸は全塑性モーメント時の弾性曲率で除して無次元化している。実験はウェブの巾厚比も変化させているが、ここでは解析との対応を考えて、ウェブの局部座屈発生が遅い $d/t_w=15$ の場合のみの結果を示す。それぞれのフランジ巾厚比に対して2本の曲線が描いてあるのは、正載荷と負載荷時の骨格曲線に対応している。軸力が存在しない場合 (Fig.3.61) は、ウェブの局部座屈発生は遅く、最大耐力以降の負勾配は緩やかであるが、軸力が $0.2N_y$ の場合はウェブの

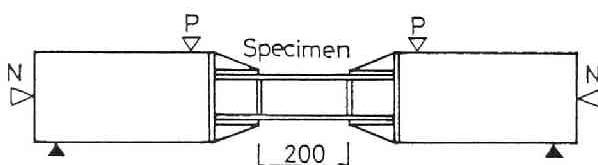


Fig.3.60 Loading System

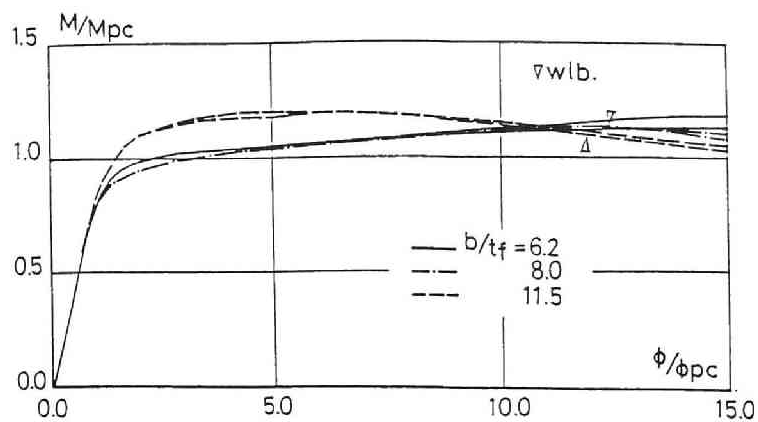
Table 3.2 Specimen

Section	b/t_f	d/t_w
H-100x100x6x8	6.2	15.2
H- 96x100x6x6.2	8.0	15.2
H- 92x100x6x4.3	11.5	15.2

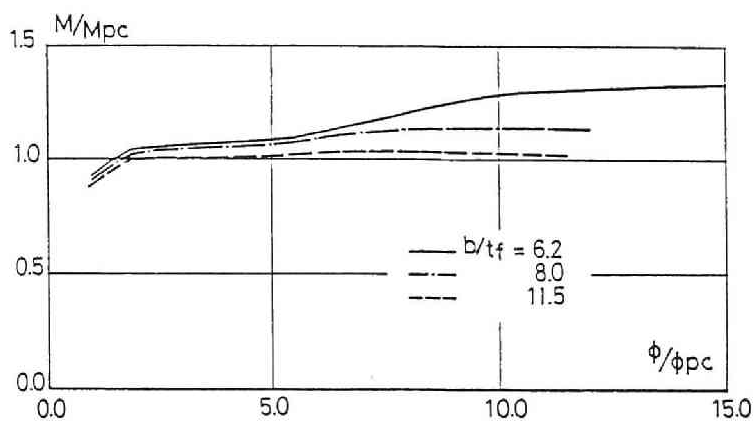
Table 3.3 Mechanical Properties

	σ_y (t/cm ²)	σ_b (t/cm ²)
Flange	3.39	4.70
Web	3.88	4.70

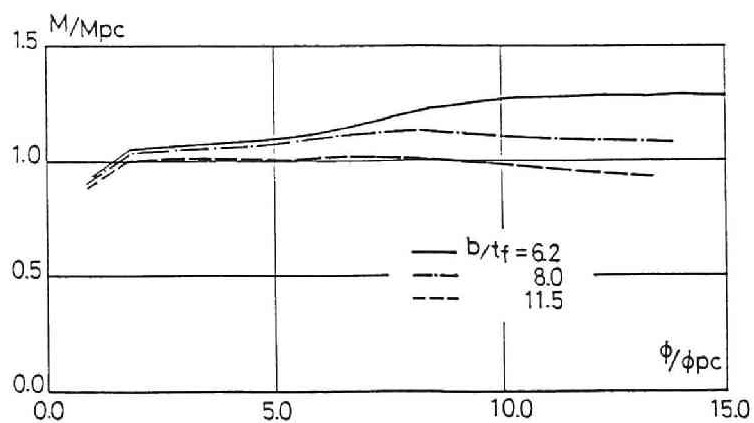
局部座屈が比較的早期に発生し、最大耐力時の変形は小さく、負勾配も大きくなっている。(b)図は本解析モデルによる結果である。解析では曲率振巾のピッチを降伏曲率としており、実験に比して約2倍となっている。解析ではウェブの局部座屈を考慮していないため、最大耐力以降の負勾配部分は追跡出来ないが、フランジの巾厚比の変化により生じる局部座屈に伴う曲げ抵抗の低下は実験値と同様の傾向を示している。(c)図はウェブの応力-ひずみ関係における塑性域の勾配(μ_w)を0.001と一般の場合の1/10に減少させた場合の結果である。(b)図と比較すると、軸力0の場合は耐力的にはあまり変化がなく、最大耐力以降の負勾配がやや大きくなっているが、軸力が $0.2N_y$ の場合は、最大耐力時の変形が小さくなり、最大耐力以降の負勾配も大きくなっている。Fig. 3.63 に漸増曲率振巾交番繰返し加力時の所定曲率時の曲率と、断面の図心位置における軸ひずみの関係を示す。軸力が大きい場合は軸ひずみの進展は大きいですが、軸力がなくても、フランジ巾厚比が大きければ、局部座屈に伴い軸ひずみが増大する。細線は比較のためにウェブの塑性剛性(μ_w)を弾性剛性の1/1000として求めて結果であり、ウェブの抵抗が小さくなればフランジの局部座屈後断面の図心位置における軸ひずみの進展が大きくなり、劣化が促進されることを示している。ウェブの巾厚比を大きくした実験結果は、特に軸圧の存在する場合には変形能力をかなり低下させていることから、曲げ抵抗にはそれほど寄与しないと考えられるウェブの局部座屈挙動は、軸方向のひずみを増大させることにより、フランジの劣化を増大させることになり、材の崩壊挙動に大きな影響を及ぼすこととなる。従って材の劣化挙動を追跡するためには、ウェブについてもフランジと同程度の局部座屈変形のモデル化を行う必要がある。



(a) Experimental Result

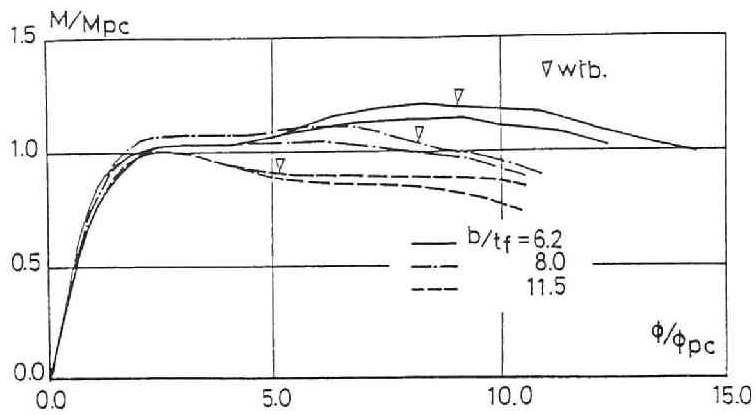


(b) Analytical Result ($\mu_w=0.01$)

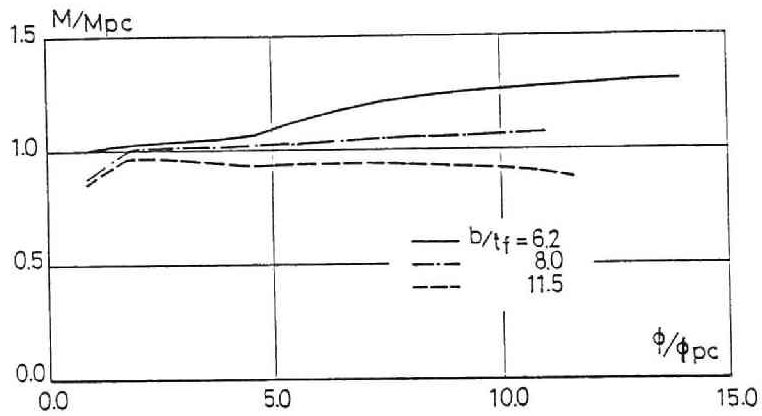


(c) Analytical Result ($\mu_w=0.001$)

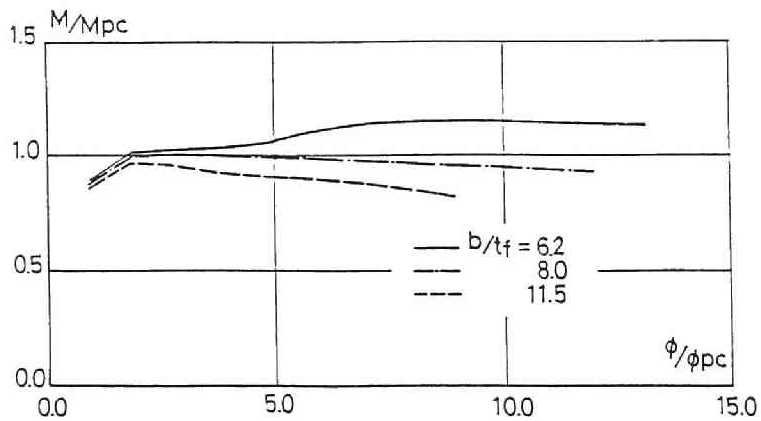
Fig.3.61 Skeleton Curve of Bending Moment-Rotation Relationship ($N/N_Y=0.0$)



(a) Experimental Result



(b) Analytical Result ($\mu_w=0.01$)



(c) Analytical Result ($\mu_w=0.001$)

Fig.3.62 Skeleton Curve of Bending Moment-Rotation Relationship ($N/N_y=0.2$)

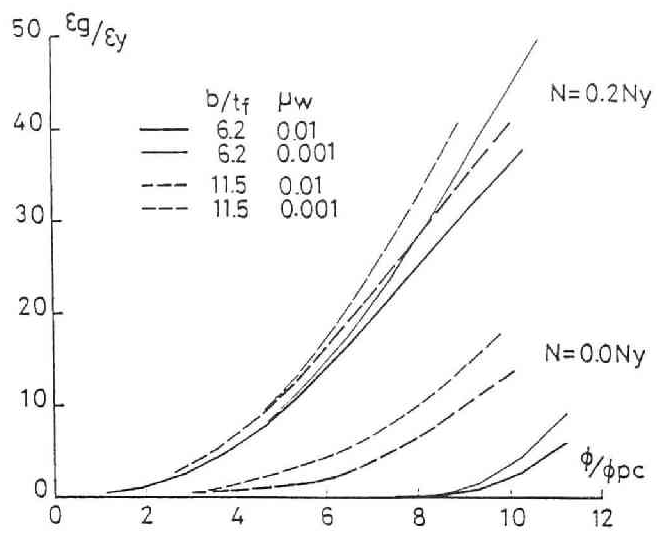


Fig.3.63 Axial Strain-Rotation Relationship

3. 6. 結論

3. 6. 1. 曲げモーメントー曲率関係

線材に置換出来る構造物の変形挙動を解析する上で最も基礎となるはり、柱要素の曲げモーメントー曲率関係については、材料の応力ーひずみ関係と断面のモデル化の方法により、多数の研究が行われている。 応力ーひずみ関係については、多線形型か、非線形型か、定常形か、繰り返し硬化または軟化現象をとりいれているかどうかにより分類出来、断面のモデル化については、静定断面（理想 I 形断面）か、不静定断面（n 点モデル、 $n \geq 3$ ）に大別出来る。 本論では、H 形断面を 2 次不静定である 4 点モデルにモデル化し、材料の応力ーひずみ関係を Masing type の bi-linear 形と、前章で提案した等方硬化（軟化）と移動硬化を考慮した tri-linear 形とした場合の変形挙動を、特に材料的な繰り返し硬化、軟化現象と構造的な硬化、軟化現象に注目して比較検討した。 一定曲率振巾下での交番繰り返し載荷時の挙動についてみると、材料的に繰り返し硬化のない bi-linear 形の場合、軸圧が存在すると、構造的な繰り返し硬化現象を示し、繰り返しサイクル数の増加とともに曲げ抵抗が増大して、軸圧がない場合の曲げモーメントー曲率関係に収束する。 このとき断面図心位置でのひずみは $\epsilon_g = \epsilon_y (1/\nu) (N/N_y)$ に達していることがわかる。 一方材料的に繰り返し硬化（軟化）含む I-K モデルを用いた場合は、軸圧の大きさと、曲率振巾の大きさにより挙動が異なり、曲げモーメントー曲率関係は曲率振巾が小さければ繰り返し軟化し、曲率振巾が大きくなれば、繰り返し硬化する。 軸圧が存在すると、構造的な繰り返し硬化現象が加わり、軸圧が高くなると曲げ抵抗はサイクル数の増加とともに増大し、軸圧がない場合の曲げ抵抗よりも大きな値を示すようになる。 図心位置での軸ひずみの進展も bi-linear 形の応力ーひずみ関係を用いた場合よりも大きくなる。

以上の議論は、応力ーひずみ関係において、応力の値に限界を設定していない場合の結果である。 現実の材料では無限にひずみ硬化が生じることはないのでここではさらに、bi-linear 形の応力ーひずみ関係において、応力の絶対値に上限を設定した tri-linear 形の場合について、一定曲率振巾下で繰り返し載荷をうける場合の、定常状態における曲げモーメントー曲率関係に対する解析解を求めた。 応力に限界値が存在する場合は、上限値がない場合と異なり、一定曲率振巾下で繰り返し曲げを受けると、変形硬化と交番塑性現象だけでなく、漸増崩壊現象が存在することが明らかとなった。 また応力の限

界値の大きさに応じて曲げモーメントー曲率関係の骨格曲線が、応力に限界値のない場合に比して低下していくことを示した。

3. 6. 2. 軸力・せん断力・曲げモーメントー軸ひずみ・せん断ひずみ・曲率関係

H形断面材のようにウェブの面積が全断面積に比して小さな断面形では、材のプロポーションにより、弾性域でもせん断変形の割合が大きいことは知られており、弾性せん断変形を考慮した変形解析は多数存在する。しかしせん断降伏した後の変形挙動については、垂直応力とせん断応力の相関を考慮したものはほとんどなく、一般には材料のせん断応力ーせん断ひずみ関係をそのまま、せん断力ーせん断変形角関係に利用している [3. 21] か実験により得られた結果を多線形にモデル化している [3. 23]。

本論では、第2章で求めた、複合応力下において移動硬化と等方硬化を考慮した材料の応力ーひずみ関係 (σ , τ) - (ε , γ) を用い、フランジは充分薄く面外せん断力を負担し得ないものとし、軸ひずみは平面保持、せん断ひずみはウェブに等分布するものと仮定して、軸力・せん断力・曲げモーメントを受けるH形断面部材要素の挙動を解析した。なお解析では、軸圧を一定とし、せん断力と曲げモーメントが比例的に変動する場合を取り扱っている。単調載荷時では、耐力についてみると、曲げ降伏型では軸力の影響を大きく受け、軸力が大きくなるに従って耐力が低下するのに対し、せん断降伏型では、ウェブのせん断降伏に伴ってウェブの軸方向応力がフランジに流れるため、それほど軸力の影響を受けないことが示される。ひずみ分布についてみると、曲げ降伏型の場合でも、塑性せん断ひずみはある程度存在するのに対し、せん断降伏型の場合は、曲げの塑性変形はほとんど存在しない。同じ曲げモーメントとせん断力のプロポーションでは、軸圧が高くなるほど曲げ変形の割合が大きくなる。交番繰り返し載荷時の場合も、単調載荷時の場合と同様で、曲げ降伏型の場合でも、せん断力ーせん断ひずみ関係はループを描くのに対し、せん断降伏型では、曲げモーメントー曲率関係はほぼ弾性的である。また繰り返し載荷に伴う繰り返し硬化現象は、軸圧が高く、曲げ応力が卓越する場合に大きくなることがわかる。単調載荷時と交番繰り返し載荷時の応答の変化を調べるために、基本となる単純応力状態の応力ーひずみ関係が Masing Typeの bi-linear形の場合について、変形硬化解析を行った。変形硬化限界における降伏条件は、軸力の大きさにかかわら

ず、曲げモーメントとせん断力の大きさの比のみにより定まり、初期降伏が曲げ降伏型であっても、繰返し載荷に伴いせん断降伏型に移行する場合はあっても、初期降伏がせん断降伏型なら、曲げ降伏型に移行することはないことが明らかとなった。最終的に曲げ（フランジ）降伏型か、せん断（ウェブ）降伏型かは、軸力の大きさにかかわらず、軸力 0 の場合の初期降伏条件と一致していることから、一定軸圧下において曲げ、せん断が一定の割合で変化する場合の交番繰返し載荷時の挙動は、繰返し硬化を示した後、軸圧 0 の場合の応答に漸近することが類推できる。なお本節の仮定は、フランジの面外曲げ剛性が小さい場合に成立し、フランジの板厚が厚い場合や部材の長さが短い場合は、フランジの曲げ剛性を考慮した解析モデルを用いる必要があり、これについては次章で検討する。

3. 6. 3. ねじりモーメント－ねじれ率関係

鋼構造部材が一般的な断面力を受ける場合、断面の各部分に作用する応力は、垂直応力度とせん断応力度である。前節と異なり、板要素の面内せん断力の影響と、板厚方向での垂直応力度の変化を無視すれば、板要素の各部分は、軸力とねじりモーメントを受けることとなる。従ってこの板要素各部の挙動を、軸力、ねじりモーメントを一般化応力とし、この応力に対する一般化ひずみを断面力で表した、降伏条件、塑性流動法則、ひずみ硬化則を用いて解析してもよいが、本論では、板要素を点要素に仮定し、材料の応力－ひずみ関係を用いて解析を行った。一定軸圧下における矩形板要素の単調ねじり載荷時の変形挙動については、既に実験、解析が行われており [3.26,3.35]、ねじり降伏が生じるに従って垂直応力が板要素の中央面に集まってくることが示されている。本論では、それらの現象が取り入れ可能な最小の不静定断面である 3 点モデルを考え、3 点モデル要素と 10 点モデル要素の単調ねじれモーメント載荷時の挙動を比較した結果、3 点モデル要素でほぼ正確に矩形板要素のねじれ挙動を求めることが出来ることを示した。このモデルを用いて一定ねじれ率振巾下における交番繰返し載荷時の挙動を、材料の応力－ひずみ関係を bi-linear 形と tri-linear 形 (I-K モデル) の 2 種類に仮定して解析した結果、繰返し加力に伴うねじれ抵抗は、いずれの場合も軸圧が高いほど繰返し硬化現象は大きく現れ、bi-linear 形の応力－ひずみ関係を用いた場合は、軸圧の大きさにかか

ならず、軸圧0の場合のねじれ抵抗値に収束していくのに対し、tri-linear形の応力-ひずみ関係の場合は、軸圧が高いほど繰返し硬化が大きく、最終的には大きな抵抗値を示すようになることを示した。

3. 6. 4. フランジの局部座屈挙動

鋼材のひずみ硬化及び繰返し硬化現象は材の抵抗を増大させる要因であるが、一方比較的巾厚比の大きな板要素で構成されている材の場合は、局部座屈現象により、材の抵抗が劣化する場合がある。局部座屈現象は、構造的な現象であり、微少長さの構造要素の性質ではないが、ここでは、一様な圧縮応力をうけるH形鋼のフランジを考え、局部座屈部分の平均的な応力-ひずみ関係を求める。局部座屈現象については、形鋼を3次元的な多数の要素に分割し、有限要素法その他による解析も行われるが[4.19,4.20]、ここでは、局部座屈挙動を比較的簡単に構造物の変形解析に導入出来、簡明な第一次近似的なモデルとして取り扱った研究に注目する。それらは大別すると塑性ヒンジ線理論によるもの[3.28, 3.29]、フランジがねじれ座屈としたもの[3.26]、フランジ板要素を数本の筋違材に置換したもの[3.4]になる。塑性ヒンジ線理論では座屈後挙動に大きな影響を及ぼすひずみ硬化現象が導入しがたいこと、ねじれ座屈を仮定すると、最大応力以降の抵抗が急速に低下して実験結果と異なる傾向になること等問題点を含んでいる。本論では、フランジの抵抗機構を主として板の曲げ抵抗による部分とねじれ抵抗による部分に分けてモデル化し、ウェブの拘束効果を無視した解析を行った。単調載荷時の平均的な応力-ひずみ関係は巾厚比が小さい場合($b/t_f=6$)は、座屈変形が増大しても不安定な釣合は認められないが、巾厚比が大きくなると最大応力に達した後、急速に座屈変形が大きくなり、座屈後の耐力劣化も大きくなる。この座屈後の耐力劣化の傾向や、曲げ部分とねじれ部分の軸ひずみの分布は実験により認められる傾向と同様である。材料の降伏応力の差について、横軸に $b/t_f \sqrt{\sigma_y/E}$ をとり、縦軸に最大応力時のひずみをプロットすると、巾厚比と変形能力の関係が片対数グラフ上でほぼ直線関係となり、ほぼ実験結果と同様の傾向が得られた。一定ひずみ振巾下で交番繰返し載荷を行うと、平均的な応力-ひずみ関係は、筋違材の軸力-軸方向変位関係と同様で、巾厚比がある値を越えると圧縮側での耐力が徐々に低下し、引っ張り時の剛性が座屈変形の増大により低下してい

く。この傾向は巾厚比が大きいほど大きくなっている。この耐力の低下と座屈変形の増大は、ひずみ振巾により異なると考えられるが、ある限界の巾厚比が存在し、その値を越える材では急速に顕著になることがわかる。

3. 6. 5. フランジの局部座屈を考慮したH形断面材要素の曲げモーメントー曲率関係

前節で述べたと同様、曲げモーメントー曲率関係は微少長さ要素の性質であり、局部座屈は、構造的な挙動であるため、局部座屈するH形鋼材を構造的なモデルとして取り扱う必要があるが、ここでは3.4節で求めたフランジの局部座屈部分の平均的な応力ーひずみ関係を材料の応力ーひずみ関係として用いることにより、強軸曲げを受けるH形断面材要素の曲げモーメントー曲率関係を求めた。単調載荷時では、巾厚比の小さい $b/t_f=6$ 場合は常に安定な釣合を示し、軸圧比が高いほど、塑性領域での剛性が大きくなっている。巾厚比が大きくなるに従って局部座屈による劣化挙動が加わり、不安定な釣合が生じるようになる。最大耐力時の曲率は、巾厚比と軸圧比が大きいほど小さくなっている。局部座屈に伴う断面図心位置での軸ひずみは、軸圧比が0のはり状態の場合は、巾厚比による相違が大きく、巾厚比が大きくなるに従って、軸ひずみは大きくなるが、軸圧が存在する場合は、軸圧による影響が局部座屈に伴う変化よりも大きく、軸圧の大きさにより、軸ひずみの大きさはほぼ決まっている。一定曲率振巾下における交番繰り返し載荷時では、巾厚比が大きくなるに従って、ループの形状が第1サイクルと第2サイクル以降で異なり、座屈変形が大きい場合は、第1サイクルでは不安定なループを示すのに対し、第2サイクル以降は耐力・剛性は低下するが、紡錘形のループを示すようになる。サイクル数の増加に伴う耐力の変化は、局部座屈が存在しない場合と比較すると、巾厚比が大きく、軸圧比が大きいほど劣化が著しくなっている。この耐力劣化の割合は最初の1～2サイクルで大きく、繰返し数の増加とともに減少している。また図心位置での軸ひずみの進展は、軸圧のないはりの場合は巾厚比の影響が大きく、軸ひずみの進展は最初の1～2サイクルが大きくなっている。この傾向はH形鋼はりの局部座屈実験と同様のものである[3.37]。軸圧のある場合は、軸圧の大きさによりほぼ軸ひずみの大きさは決まる。以上はウェブは局部座屈しないものとして解析した結果であるが、ウェブのひ

ずみ硬化係数を低下させた解析結果と比較すると、ウェブの抵抗を低下させることにより、最大耐力時の曲率は低下し、最大耐力以降の負勾配は大きく、軸ひずみの進展も大きくなることが示された。このことは、曲げ抵抗は比較的小さいウェブが局部座屈することにより、要素全体の軸ひずみを増大させ、フランジの劣化を促進させることを示しており、曲げ抵抗の大きなフランジのみでなく、ウェブの局部座屈挙動を考慮することが、最大耐力以降の劣化挙動を追跡する上で重要であることを示している。

第4章 軸圧を受ける部材の弾塑性変形挙動

本章では前章で求めた一般化応力-ひずみ関係を用いて、鋼構造部材の挙動のうちフランジの局部座屈を考慮したH形鋼柱の曲げ変形挙動、フランジの曲げ剛性、曲げ耐力を考慮した場合と、考慮しない場合のH形鋼短柱のせん断変形挙動および矩形断面とH形断面筋違材の変形挙動を解析し、実験結果と比較検討することにより、それら部材の変形挙動ならびに崩壊挙動を明確にする。

4. 1. フランジの局部座屈を考慮したH形鋼柱の曲げ変形性状

H形鋼柱の曲げ変形性状に関する研究は多数行われており、特に繰返し加力時のひずみ硬化現象の影響については、山田等 [4.2]、藤本・羽倉等 [4.3]、その他、多くの研究があり[4.1,4.4,4.5,4.6]、材料的に繰返し硬化現象が無くても、軸圧の作用により構造的な繰返し硬化現象が生じることが示されている。一方劣化の原因としては種々の要因が考えられるが、ここでは局部座屈に限って考える。局部座屈を比較的簡明な方法で部材の変形解析に取り入れた研究に、Climenhaga 等 [4.7]、三谷等 [4.8]の研究がある。これは降伏ヒンジ線を用いて板要素の崩壊形を仮定して変形性状を追究したもので、曲げねじれ座屈についても考慮しているが、ひずみ硬化の影響が入らないため、明快な方法であるが変形能力を過小評価している。加藤・秋山等 [4.9]は局部座屈を考慮したH形鋼柱に関する力-変位関係の実験式を導いている。パラメータとして、板要素の巾厚比、材の細長比、降伏ひずみ（応力）、軸圧比を選び、tri-linear形の力-変位関係が求められる。柱材の全体的な挙動を把握するには簡明な手法であるが、現象を詳細に検討することは困難であると思われる

本論では、H形鋼柱の柱形断面（ $H=B$ ）を考え、劣化の第1要因と考えられるフランジの局部座屈現象を前章のモデルを仮定することにより、柱部材に取り入れ弾塑性挙動を追究する。

4. 1. 1. 解析モデル

Fig.4.1 に示すようなH形鋼柱を考える。材長 L の柱の中央に横力 H が作用するとき、材中央で対称な変形をするものとして、下半分を考える。前章で述べたように柱形のH形鋼（フランジ巾=材せい）を考え、局部座屈部分長さ $2a$ を材せいに等しいもの

と仮定する。図のような荷重状態では、フランジの応力は材長方向に変化しており、前章で求めた一様応力を受けるフランジとは条件がかなり異なるが、ここでは簡単のため、局部座屈部分の応力は一様と仮定し、領域中央の値で代表させる。局部座屈しない部分を、材長方向にいくつかの要素に分解する。ここでは5等分している。要素端部の応力に応じて、その点の曲率、軸ひずみを求め、要素内ではひずみが直線的に変化するものと仮定するが、局部座屈部分については、その部分全体として平面保持が成立しており、曲率、軸ひずみの分布は一様であるとする。断面は3.1節で述べた4点モデルとし、局部座屈部分のフランジ点の平均的な応力-ひずみ関係は、3.4節の方法により求める。

材料の応力-ひずみ関係は、2章で求めた等方硬化と移動硬化を考慮したI-Kモデルとする。

図に示すように、局部座屈部分の中央点および各要素端の曲率、水平変位、曲げモーメントを κ_i, y_i, M_i ($i=1\sim7$) とし、一般の要素長さ l' は、 $l'=(L/2-h)/5$ となるから i 点の曲げモーメントは次式となる

$$M_i = \frac{H}{2}(7-i)l' + N(y_7 - y_i) \quad (i=1\sim7)$$

$$M_1 = \frac{H}{2}(5l' + \frac{h}{2}) + N(y_7 - y_1) \quad (i=1)$$

増分で示せば

$$\dot{M}_i = \frac{\dot{H}}{2}(7-i)l' + N(\dot{y}_7 - \dot{y}_i) \quad (i=1\sim7) \quad (4.1a)$$

$$\dot{M}_1 = \frac{\dot{H}}{2}(5l' + \frac{h}{2}) + N(\dot{y}_7 - \dot{y}_1) \quad (i=1) \quad (4.1b)$$

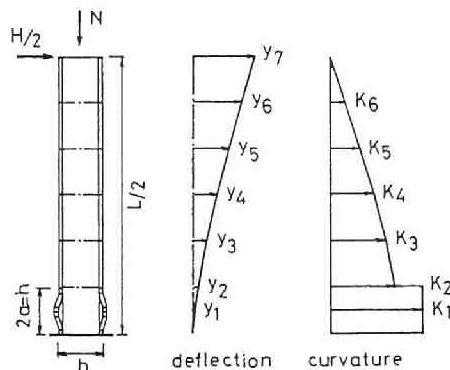


Fig.4.1 Beam-Column

各部の水平変位 y_i は、曲率増分の材長方向の分布を線形に仮定しているので、各要素毎に3次曲線となり i 点の曲率 κ_j が i 点の変位 y_i に及ぼす影響係数を C_{ij} とすれば

$$y_i = \sum_{j=1}^7 C_{ij} \kappa_j \quad (i=1\sim 7)$$

増分で示せば

$$\dot{y}_i = \sum_{j=1}^7 C_{ij} \dot{\kappa}_j \quad (i=1\sim 7) \quad (4.2)$$

係数 C_{ij} は、曲率増分の分布形が既知であるので、面積モーメント法を用いて求めることが出来る。

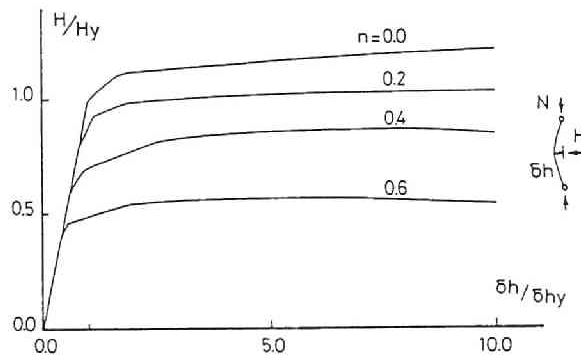
材要素の曲げモーメント－曲率関係は、一般部分については 3.1節で、局部座屈部分については 3.4節で求めたものを用いればよく、(3.4)式となる。(3.4)式、(4.2)式の関係釣合条件式(4.1)式に代入すれば、曲率増分 $\dot{\kappa}_i$ ($i=1\sim 7$) と横力増分 \dot{H} に関する連立一次方程式が得られる。軸圧が存在し、局部座屈も考慮しているので、荷重－変位関係は不安定になる可能性があり、また材長が大きく、軸圧が高ければ、柱脚部分の曲率が逆転する可能性もあるので、ここでは単調に増大するパラメーターとして、水平変位増分 $\delta h/2 = \dot{y}_7$ を選び、(4.1)式に(4.2)式の $i=7$ の場合を加えて、 \dot{y}_7 に対する $\dot{\kappa}_i$ ($i=1\sim 7$)、 \dot{H} を求めた。

4. 1. 2. 解析結果

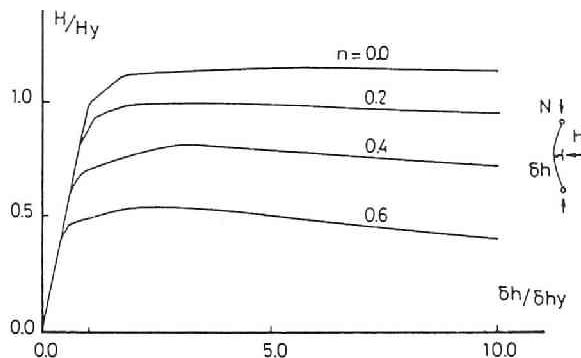
Fig.4.1に示すモデルでは、局部座屈挙動に及ぼす材長の影響が明確には入らない。材長の変化に伴う材全体の不安定現象については、既にいくつかの研究があり [4.8, 4.9]、その重要性は明らかであるか、ここでは主として局部座屈挙動について考える。Fig.4.2に材長と材せいの比 $L/h=6$ の場合についての、単調加力時の荷重－変位関係を示す。降伏横力 H_Y は局部座屈部分が軸圧 0 の場合に降伏モーメント M_Y に達する荷重であり、降伏変位 δ_Y は横力が H_Y 時の弾性変位として求めた。材料の降伏応力は $\sigma_Y=3.0$ t/cm^2 とし、その他の材料定数は、前章と同様とした。(a)～(d) 図にフランジの巾厚比を $b/t_F=8\sim 16$ に変化させた場合の結果を示している。材長が比較的短いため

、材全体としての $N\delta$ 効果による不安定現象は顕著でない。巾厚比 $b/t_f=8$ の場合、軸圧が高い $N/N_Y \geq 0.4$ の場合に不安定な釣合が生じるだけである。巾厚比が大きくなるに従って、最大耐力および最大耐力時の変形が小さくなり、最大耐力以降の劣化の勾配が大きくなる。この傾向は軸圧比が大きい程大きくなっている。

Fig.4.3に繰り返し加力時の荷重－変位関係を示す。変位振巾は降伏変位 δ_y の5倍とする。(a)～(c)図は局部座屈が生じない $b/t_f=0$ の場合である。材長が比較的短い $L/h=6$ の場合であるので、全体的な不安定現象は生じず、繰り返し载荷によるサイクル数の増加とともに耐力は上昇する。この傾向は軸圧比が高いほど著しい。(d)～(f)図は軸圧比 $N/N_Y=0$ で、フランジの巾厚比 b/t_f を8～12と変化させた場合の結果である。 $b/t_f=8$ の場合は紡錘形の安定したループを示し、繰り返し硬化が生じているが、巾厚比が大きくなると ($b/t_f \geq 10$) 第1サイクル目で不安定な釣合いが生じ、第2サイクル目以降は紡錘形のループになるが、サイクル数の増大とともに、

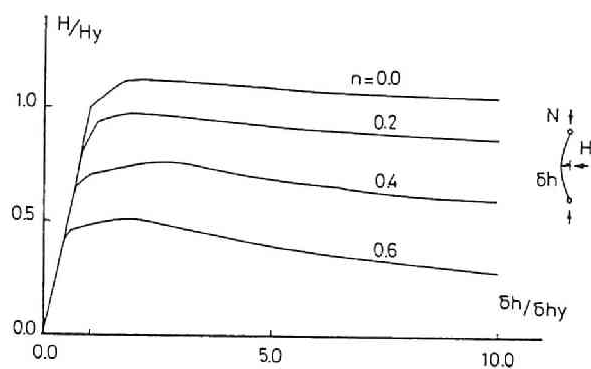


(a) $L/H=6$, $b/t_f=8$

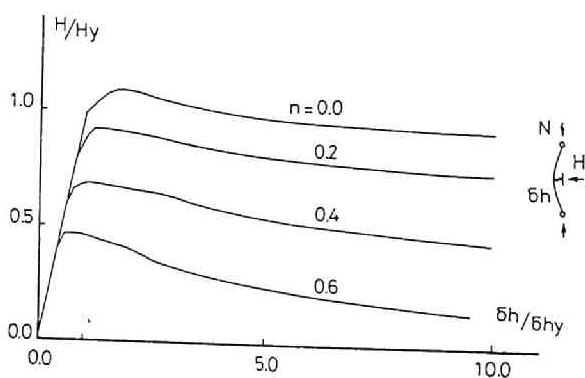


(b) $L/H=6$, $b/t_f=10$

耐力、剛性は低下していく。(g)~(h)図は、巾厚比が大きな $b/t_f=12$ の場合について、軸圧比 N/N_y を 0.2, 0.4 と増大させた場合の結果である。(a)~(c)図に示すように、局部座屈がなければ、軸圧比が高いほど繰返し硬化の割合は大きい、巾厚比が大きくなると、局部座屈の影響が顕著になり、繰返しサイクル数の増加とともに、耐力、剛性は低下していく。(i)~(k)図は、材長がやや長い $L/h=10$ の場合で、軸圧比を 0.4 と一定にし、フランジの巾厚比を変化させた場合の結果を示す。材長が長くなると、材全体の $N \cdot \delta$ 効果による不安定現象が生じやすくなる。いずれの場合も不安定な釣合を示すが、各サイクルにおける最大耐力以降の負勾配は、巾厚比が大きいほど大きくなっている。巾厚比 $b/t_f=8$ の場合は、ほとんど所定変形時の耐力は変化しないが、巾厚比が大きくなると、耐力、剛性ともに低下していく。(h)図と (k)図を比較すれば、ループの形状はよく似ているが材長が大きいほど最大耐力以降の負勾配が大きいことがわかる。

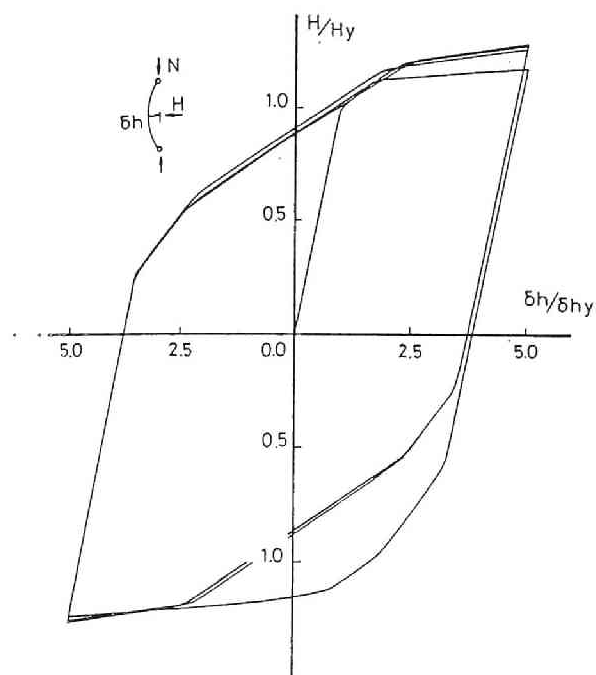


(c) $L/H=6$, $b/t_f=12$

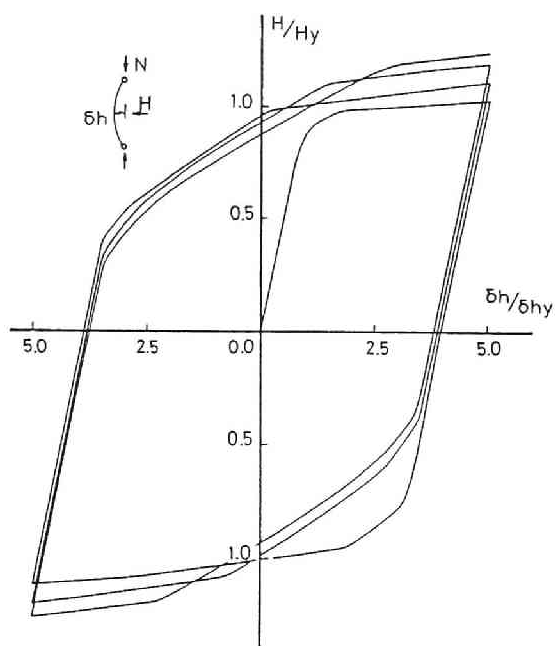


(d) $L/H=6$, $b/t_f=16$

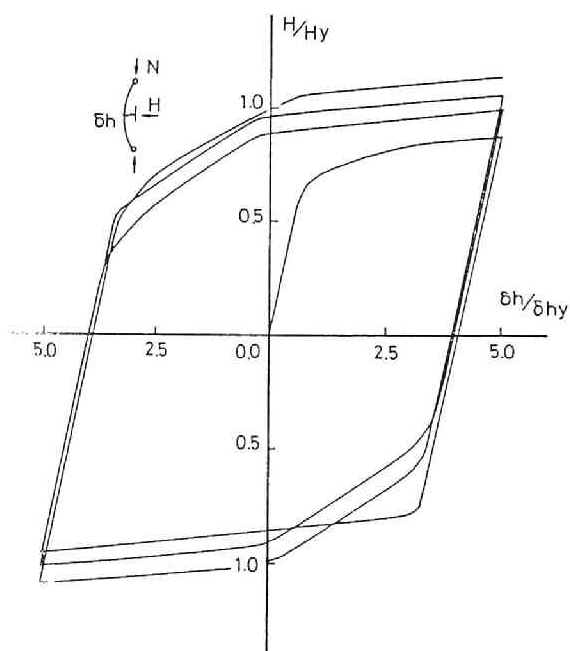
Fig.4.2 Lateral Load-Deformation Relationship



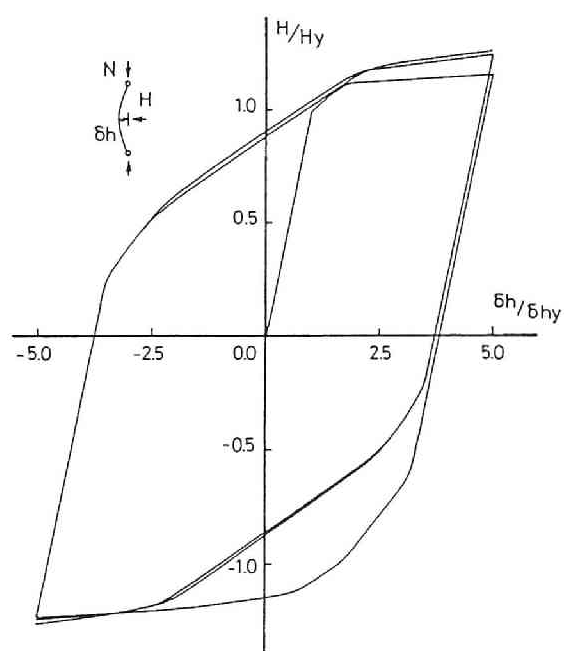
(a) $L/H=6$, $b/t_f=0$, $N/N_y=0.0$



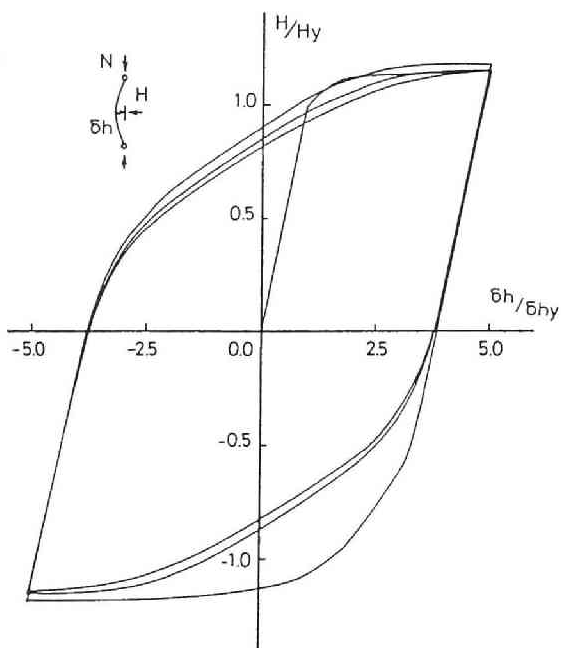
(b) $L/H=6$, $b/t_f=0$, $N/N_y=0.2$



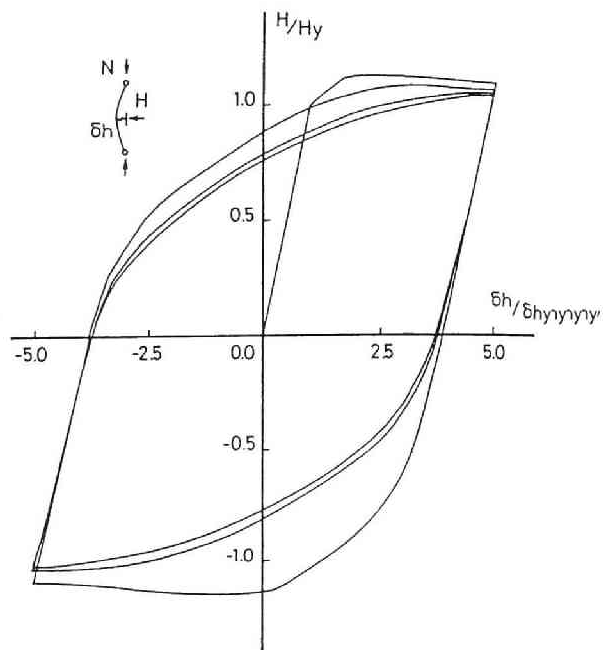
(c) $L/H=6$, $b/t_f=0$, $N/N_y=0.4$



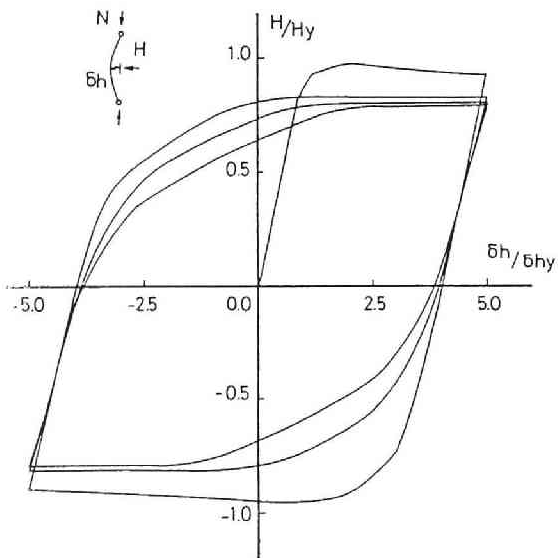
(d) $L/H=6$, $b/t_f=8$, $N/N_y=0.0$



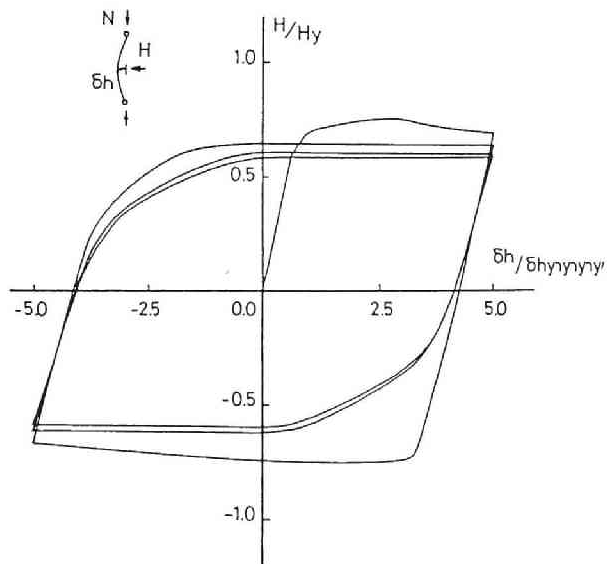
(e) $L/H=6$, $b/t_f=10$, $N/N_y=0.0$



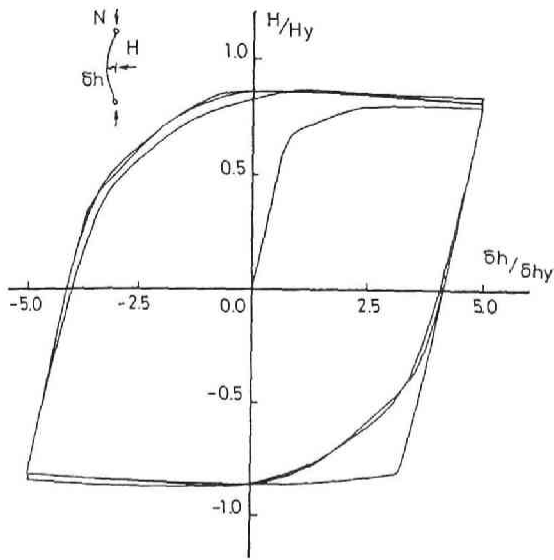
(f) $L/H=6$, $b/t_f=12$, $N/N_y=0.0$



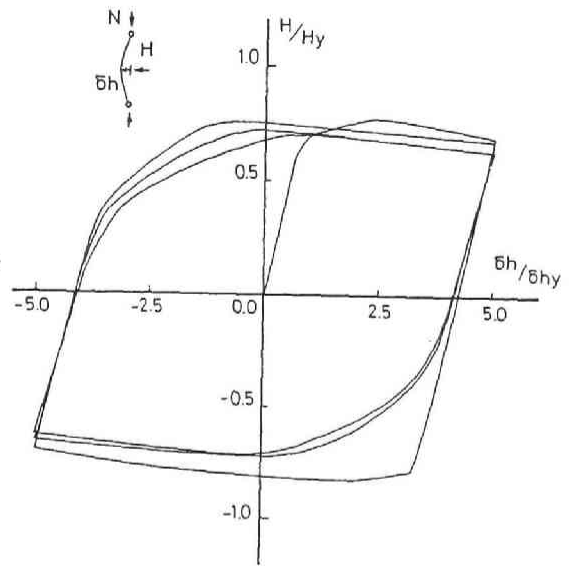
(g) $L/H=6$, $b/t_f=12$, $N/N_y=0.2$



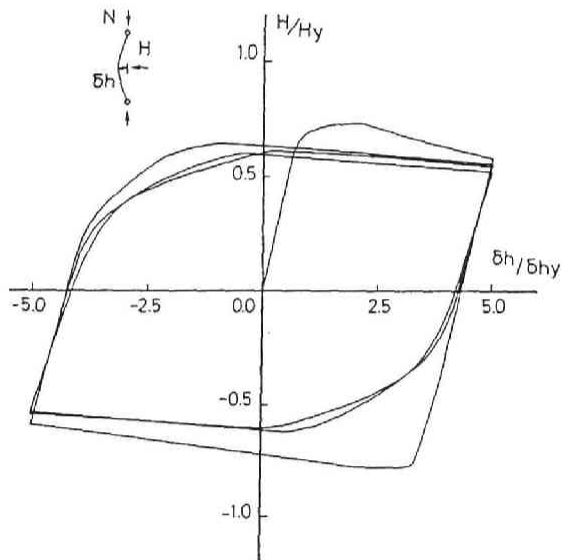
(h) $L/H=6$, $b/t_f=12$, $N/N_y=0.4$



(i) $L/H=10$, $b/t_f=8$, $N/N_y=0.4$



(j) $L/H=10$, $b/t_f=10$, $N/N_y=0.2$



(k) $L/H=10$, $b/t_f=12$, $N/N_y=0.4$

Fig.4.3 Lateral Load-Deformation Relationship

所定変位時の横力と繰返しサイクル数の関係を $L/h=6$ の場合について Fig.4.4に示す。 局部座屈しない $b/t_f=0$ の場合は、全て繰返しサイクル数の増加とともに耐力が上昇する。 この上昇の割合は軸圧が高いほど大きい。 巾厚比 $b/t_f=8$ の場合は、軸圧がなければ $b/t_f=0$ の場合とほぼ同じ挙動を示すが、軸圧が存在すると、局部座屈の影響が大きくなり、繰返しサイクル数の増加とともに耐力は低下していく。 巾厚比が大きくなると ($b/t_f \geq 10$) 第1サイクル目から $b/t_f=0$ に比して耐力は小さく、サイクル数の増加とともにさらに耐力は低下する。

Fig.4.5に柱全体の軸方向変位と繰返しサイクル数の関係を示す。 縦軸の基準

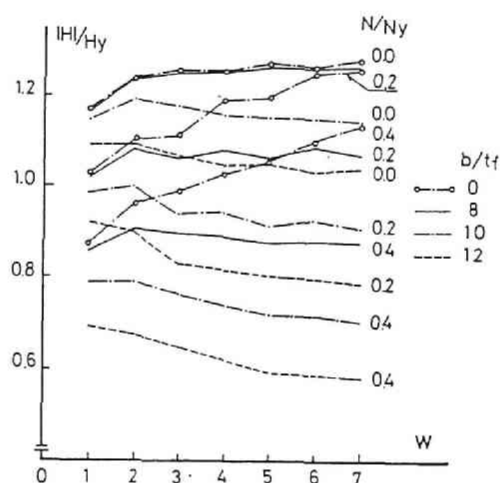


Fig.4.4 Variation of Lateral Strength ($L/H=6$)

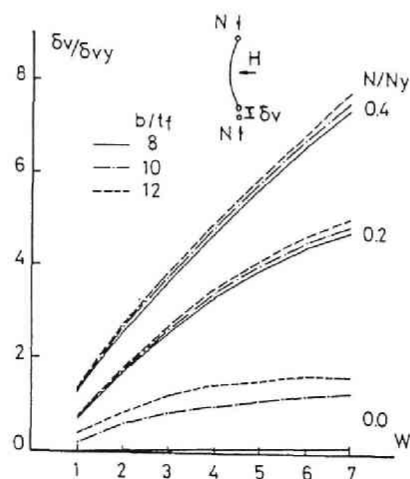


Fig.4.5 Variation of Axial Deformation ($L/H=6$)

量 δ_{vy} は、材長に降伏ひずみを乗じた値である。軸圧比 $N/N_Y=0.2, 0.4$ の場合は、巾厚比 b/t_f が大きいほど軸方向変形は大きいが、軸圧比による変化と比較すれば、巾厚比の変化による影響は小さい。但し、軸圧比が0の場合は、巾厚比による影響が大きく、 $b/t_f \geq 10$ になると急速に軸方向変形が増大する。この軸方向変位は、繰返し硬化、軟化現象と大きく関係しており、局部座屈が生じなければ、前章で述べたように構造的な繰返し硬化現象の原因になるのに対して、局部座屈が生じる場合は、軸ひずみの進展（圧縮側）により座屈変形が増大し、耐力低下の原因となる。

Fig.4.6 に第1サイクル（実線）と第3サイクル（破線）正側における曲率分布を示す。局部座屈がない $b/t_f=0$ の場合は、繰返し载荷により耐力が上昇し、材長方向に塑性域が進展するため、中央部の曲率が減少し、他の部分の曲率が增大するのに対して、局部座屈が生じる場合は、耐力の劣化により、中央部の曲率が増加し、その部分に変形の集中が生じることがわかる。

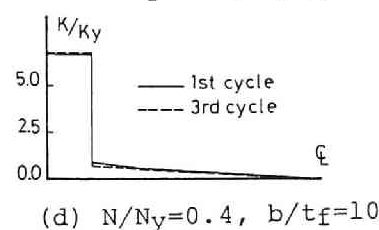
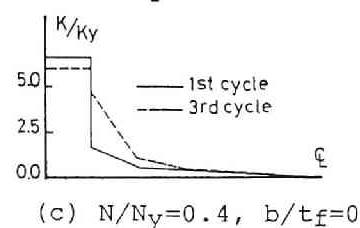
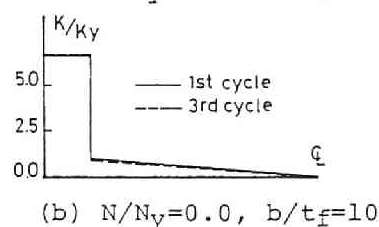
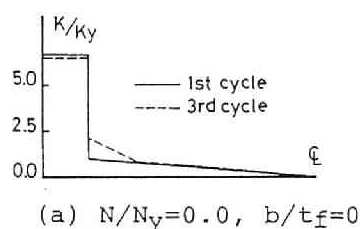


Fig.4.6 Curvature Distributions ($L/H=6, \delta h/\delta h_Y=5$)

4. 1. 3. H形鋼柱の曲げ実験

H形鋼柱の単純ばり形式の曲げ実験は基本的な実験方法であり、多数の研究が行われているが、面外変形に対する拘束が現実の立体骨組よりは弱いと考えられること、また力載荷形式であるため、局部座屈等により生じる劣化形の復元力特性を有する場合には、中央点に関して対称な変形を示さなくなる等の欠点がある。複曲率曲げせん断載荷装置による実験では、変位制御の載荷法であるので、復元力が劣化形を示す場合でも問題は少ないが、面外に完全に剛な載荷装置を用いる場合は、面外変形に対する現実的な弾塑性拘束条件に比して強くなりすぎると思われる。後者の実験方法によるデータは未だ充分でないで [4.12]、本論では前者の実験方法による実験結果について考察する [4.11]。

供試体を Fig.4.7 に示す。H型鋼の断面は H-125x125x6.5x9 であり、材長は 140 cm ($\lambda = 26.5$) である。材質は SS41 で材料の引張試験結果を Table 4.1 に示す。実験は柱に一定の軸圧 N を加えた状態で、一定水平変位振巾を交互繰り返し載荷を行った。各部の変位は Fig.4.8 に示すようにダイヤルゲージにより、またひずみ分布は電気抵抗線歪ゲージにより計測した。

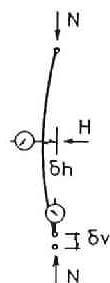
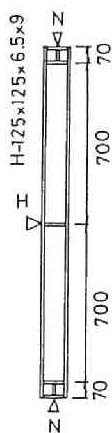


Fig.4.8 Measuring System

Fig.4.7 Specimen and Loading Condition

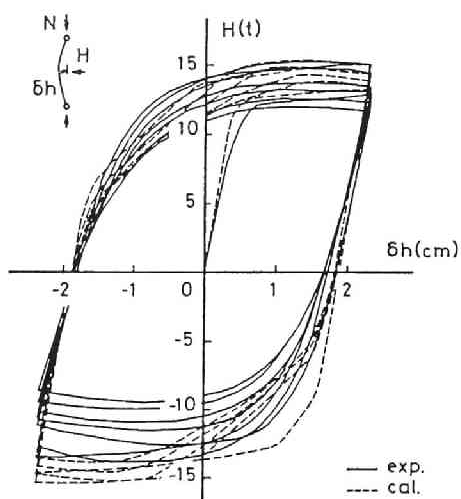
Table4.1 Material Property

Material	σ_y (t/cm ²)	σ_b (t/cm ²)
SS41	2.81	4.40

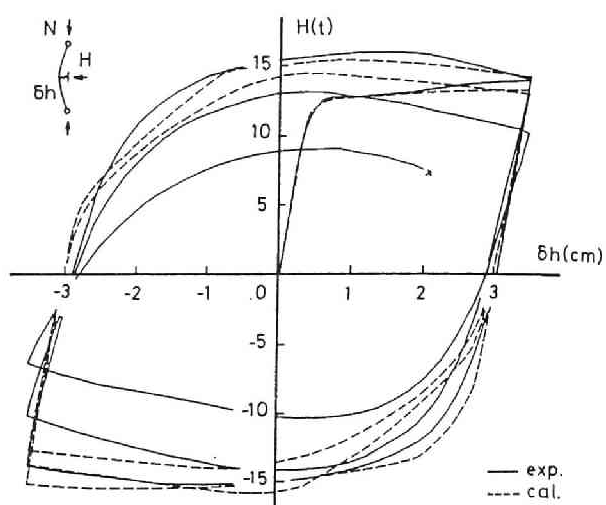
Fig.4.9 に軸圧比 $N/N_y=1/6, 1/3$ 、部材角振巾 $R=1/30, 1/20$ の場合についての荷重 (H)－変位 (δh) 関係を示す。実線が実験値、破線が解析値である。実験ではいずれも第 1 サイクルにフランジに局部座屈が発生し、部材角振巾の大きい $R=1/20$ の場合には、第 1 サイクル負側で、 $R=1/30$ の場合には第 2 サイクル負側でウェブにも局部座屈が発生している。また $N/N_y=1/6, R=1/30$ 以外は、全てフランジの局部座屈変形の増大とともに、面外に S 字形の曲げねじれ変形が発生し、サイクル数の増加とともにその変形が増大し、載荷不可能 (×印) となった。実験値と解析値は、繰り返し硬化を示した後、劣化していく状態は、劣化がそれほどはげしくない領域では良く一致しているが、解析ではウェブの局部座屈および曲げねじれ変形を考慮していないため、崩壊に至るまでのプロセスは追跡出来ていない。

Fig.4.10 に軸方向変位 δ_v と、繰り返し載荷回数の関係を示す。実験値と解析値は、解析の範囲では良く一致しているが、さらに劣化がはげしくなると、実験値の方が大きな軸方向変位を示す。これは前章でも述べたように、ウェブの局部座屈の影響と考えられる。

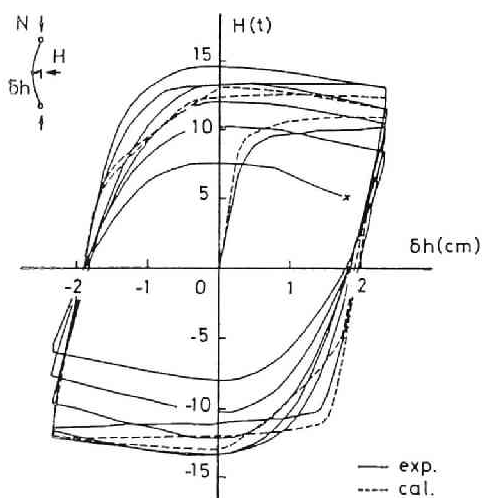
Fig.4.11 に解析値による第 1 サイクルと、繰り返し軟化が生じ始めるサイクルの曲率分布を示す。正載荷時と負載荷時の曲率分布は必ずしも対称ではなく、この非対称性は軸圧比の小さい $N/N_y=1/6$ の場合の方が著しくなっている。また第 1 サイクル (実線) と繰り返し軟化が生じたサイクル (破線) の曲率を比較すると、いずれも軟化が生じてからの曲率分布は、局部座屈部分が増大し、他の部分が減少しており、変形が弱い部分に集中していることを示している。



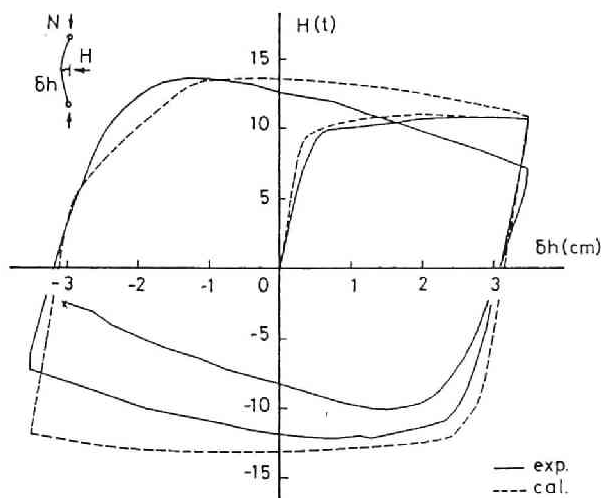
(a) $N/N_Y = 1/6$, $R = 1/30$



(b) $N/N_Y = 1/6$, $R = 1/20$



(c) $N/N_Y = 1/3$, $R = 1/30$



(d) $N/N_Y = 1/3$, $R = 1/20$

Fig.4.9 Lateral Load-Deformation Relationship

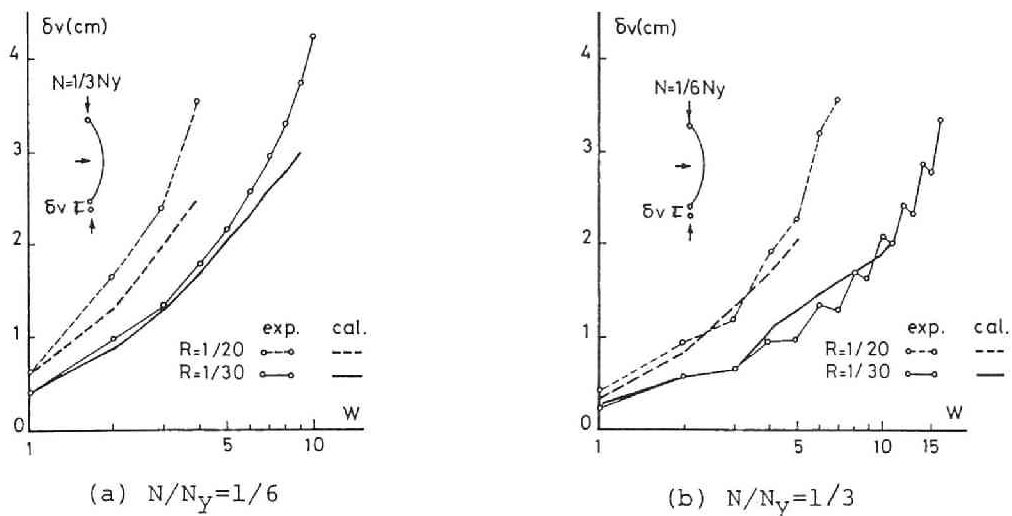


Fig.4.10 Variation of Axial Deformation

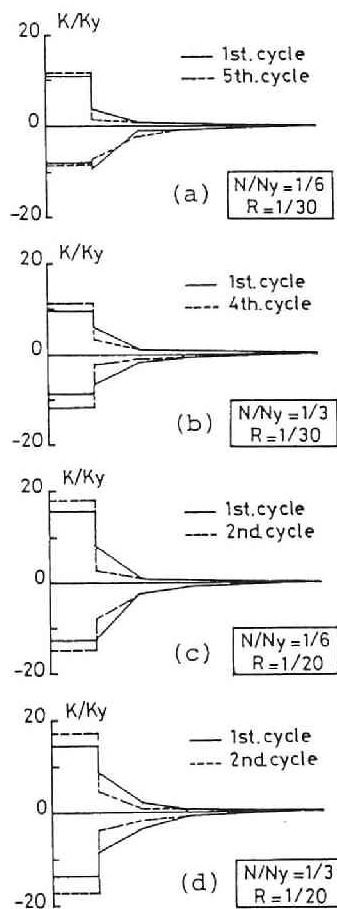


Fig.4.11 Curvature Distribution

4. 2. H形鋼短柱の弾塑性せん断変形状

H形鋼柱は、材の形状、寸法により、比較的材長が短く、ウェブの面積が小さい場合には、曲げ降伏に先だってせん断降伏が生じる。前章 3.2節でも述べたようにH形鋼柱の N , Q , M を考慮した降伏曲面については多数の研究が行われており[3.11, 3.12, 3.13, 3.14, 3.15]、降伏曲面を塑性ポテンシャルと考えて、塑性流動法則を用いた塑性ヒンジ理論も提案されているが、構造物の挙動に大きな影響を与えると考えられるひずみ硬化、バウシinger効果が考慮されない。材長が短くて、フランジの板厚が大きい場合には、フランジがラーメン効果を示すことが知られている。フランジの曲げ剛性、耐力を比較的簡単に考慮した研究は若干行われている[4.23, 4.24, 4.25, 4.26]が実験で観察される挙動を説明するには充分とは言えない。実験によるフランジの軸ひずみ分布は Fig. 4.12 に示すように材長が短くなると、材の曲げ応力が大きな領域で逆S字形となる[4.31]。この逆S字形の軸ひずみ分布^{※※}は、フランジの曲げ変形とウェブのせん断変形の大きさの関係で生ずるものと考えられ、本論では、これらの影響を取り入れた弾塑性せん断変形モデルを提案し、若干の数値解析を行って、前章で求めたフランジの枠組み効果を無視したせん断変形モデルによる結果と比較することにより、せん断変形状に及ぼす種々の要因について考察するとともに、実験結果と比較検討する。

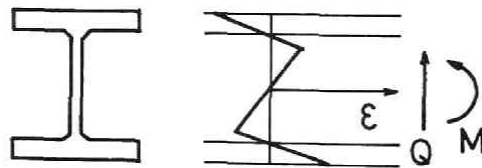


Fig.4.12 Axial Strain Distribution

4. 2. 1. 解析モデル I

Fig.4.13に示すように、一定軸圧下で複曲率曲げせん断を受けるH形鋼柱を考える

※※

逆S字形軸ひずみ分布は加藤、中尾により、弱パネルを有する骨組のフレーム材端に生じることが示されているが[4.28]、これはパネル部のラーメン変形に、柱、はりの材端部が変形拘束されるために生じると考えられ、本モデルとは原因が異なっている。

。 H形断面を Fig.4.14 に示すように、フランジを曲げ剛性、曲げ耐力を考慮した2点モデル、ウェブは曲げおよびせん断耐力、せん断剛性を考慮した2点モデルの計6点モデルに仮定する。 H形鋼柱は比較的材長の短いものを考えているため、材長方向にはそれ程多くの要素に分割する必要はなく、ここでは $n=6$ 等分する。 せん断変形が卓越する要素のフランジ、ウェブの横方向変形を Fig.4.15 に示す。 上下フランジの曲げ変形に対してウェブのせん断変形が大きくなれば、ウェブの曲げ変形はフランジと逆方向に生ずる必要があり、これが軸ひずみが逆S字形になる原因であると考ええる。 各要素の上フランジ(f_u)、下フランジ(f_l)、ウェブ(w) に作用する力を Fig.4.16 に示す。 フランジとウェブの間に存在するせん断応力度は各区間毎に等分布するものとし、横力は各区間端部で変化するものすると、フランジ、ウェブのせん断力は各区間内で一定となる。 せん断変形が卓越する短柱では、全体的にはほぼ平行4辺形的な変形をすると考えられるので、簡単のため軸力により生じる $N \cdot \delta$ 効果による曲げモーメントは材長方向に線形的に変化するものとする。 またウェブ、フランジ間のせん断応力の伝達は、フィレット先端部を通じて行われるものと考ええる。 図に示すように、上下フランジの軸力、せん断力、曲げモーメントをそれぞれ N_{fu} , Q_{fu} , M_{fu} , N_{fl} , Q_{fl} , M_{fl} ウェブのそれを N_w , Q_w , M_w とすると、要素 i の釣合条件式は、以下のように書ける。

$$N_{fui} + N_{wi} + N_{fli} = N \quad (4.3a)$$

$$Q_{fui} + Q_{wi} + Q_{fli} = Q \quad (4.3b)$$

$$M_{fui} = M_{fui+1} + \frac{L}{h} Q_{fui} + \frac{\Delta}{2} (N_{fui} + N_{fui+1}) \\ + (\frac{1}{4}t_f + r) (N_{fui} - N_{fui+1}) \quad (4.3c)$$

$$M_{wi} = M_{wi+1} + \frac{L}{h} Q_{wi} + \frac{\Delta}{2} (N_{wi} + N_{wi+1}) \\ - (\frac{h}{2} - \frac{1}{4}t_f - r) (N_{fui} - N_{fui+1} - N_{fli} + N_{fli+1}) \quad (4.3d)$$

$$M_{fli} = M_{fli+1} + \frac{L}{h} Q_{fli} + \frac{\Delta}{2} (N_{fli} + N_{fli+1}) \\ - (\frac{1}{4}t_f + r) (N_{fli} - N_{fli+1}) \quad (4.3e)$$

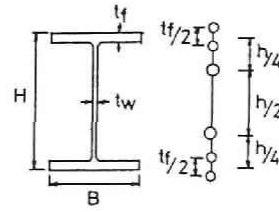
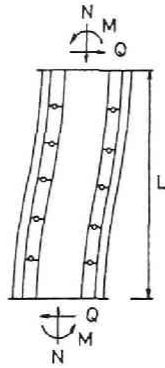


Fig.4.14 6-Points Model

Fig.4.13 Deformation Model of Short Column

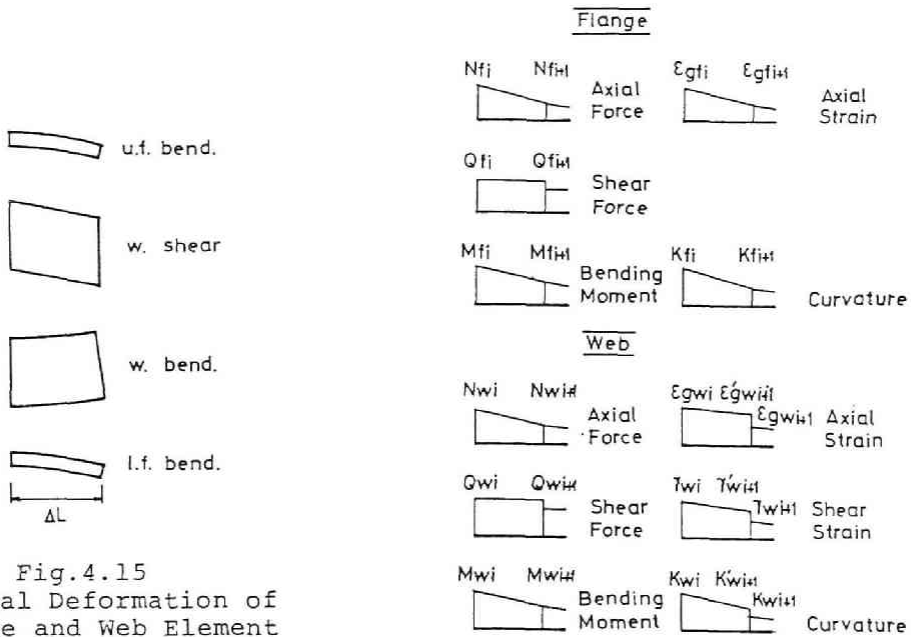


Fig.4.15
Lateral Deformation of
Flange and Web Element

Fig.4.17 Stress and Strain Distributions

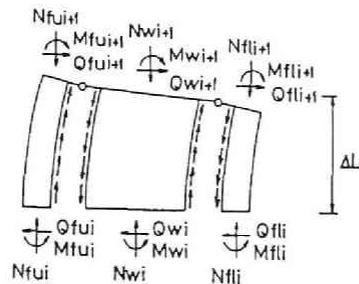


Fig.4.16 Stress Distribution of Each Element

δh を材全体の水平変位とすると、 Δ は各要素の水平変位の近似値 $\delta h/n$ であり、 r はフィレットの高さである。

一方各区間のフランジ、ウェブの変形は Fig.4.17 に示すように、軸ひずみ、曲率、せん断ひずみが直線的に変化するものとし、面積モーメント法の考え方をを用いて求める。フランジでは軸ひずみ、曲率が各区間の境界で連続的に変化するが、ウェブでは、横力の伝達を区間端部で行っているため、区間の境界の左右で応力状態が異なり、従って軸ひずみ、せん断ひずみ、曲率は境界の左右で異なることとなる。フランジとウェブの変位の連続条件は、各要素端部のフィレットの位置で成立するものとする。 i 点における上下フランジの軸ひずみ、曲率を $\epsilon_{gfu}(i)$, $\kappa_{fu}(i)$, $\epsilon_{gfl}(i)$, $\kappa_{fl}(i)$ 、ウェブの軸ひずみ、せん断ひずみ、曲率を $\epsilon_{gw}(i)$, $\gamma_w(i)$, $\kappa_w(i)$ とする。またフランジ、ウェブそれぞれの図心位置における軸方向変位、たわみ角、たわみをそれぞれ $u_{fu}(i)$, $v'_{fu}(i)$, $v_{fu}(i)$, $u_{fl}(i)$, $v'_{fl}(i)$, $v_{fl}(i)$, $u_w(i)$, $v'_w(i)$, $v_w(i)$ とする。 j 点の軸ひずみ、曲率の i 点の軸方向変位、曲げ変形によるたわみ角、たわみに及ぼす影響係数をそれぞれ A_{ij} , B_{ij} , C_{ij} とすると（たわみに及ぼすせん断ひずみの影響係数は Fig.4.17 より軸ひずみの軸変位に対する関係と同じであるから A_{ij} を用いる）

$$u_{fu}(i) = \sum_{j=0}^n A_{ijf} \epsilon_{gfu}(j) \quad (4.4a)$$

$$v'_{fu}(i) = \sum_{j=0}^n B_{ijf} \kappa_{fu}(j) \quad (4.4b)$$

$$v_{fu}(i) = \sum_{j=0}^n C_{ijf} \kappa_{fu}(j) \quad (4.4c)$$

$$u_{fl}(i) = \sum_{j=0}^n A_{ijf} \epsilon_{gfl}(j) \quad (4.5a)$$

$$v'_{fl}(i) = \sum_{j=0}^n B_{ijf} \kappa_{fl}(j) \quad (4.5b)$$

$$v_{fl}(i) = \sum_{j=0}^n C_{ijf} \kappa_{fl}(j) \quad (4.5c)$$

$$u_w(i) = \sum_{j=0}^{n-1} A_{ijw} \varepsilon_{gw}(j) + \sum_{j=1}^n A'_{ijw} \varepsilon'_{gw}(j) \quad (4.6a)$$

$$v'_w(i) = \sum_{j=0}^{n-1} B_{ijw} \kappa_w(j) + \sum_{j=1}^n B'_{ijw} \kappa'_w(j) \quad (4.6b)$$

$$v_w(i) = \sum_{j=0}^{n-1} A_{ijw} \gamma_w(j) + \sum_{j=1}^n A'_{ijw} \gamma_w(j) + \sum_{j=0}^{n-1} C_{ijw} \kappa_w(j) + \sum_{j=1}^n C'_{ijw} \kappa'_w(j) \quad (4.6c)$$

但し ' を付した諸量は j 節点の左側の値であり ' を付してない量は右側の値を示す。

従ってフランジとウェブの影響係数は異なるため、 f, w を添え字として付している。

ウェブとフランジの連続条件は、たわみに関しては

$$v_{fu}(i) = v_{f1}(i) = v_w(i) \quad (4.7)$$

軸方向変位については

$$u_{fu}(i) + v'_{fu}(i) \left(\frac{1}{4} t_f + r \right) = u_w(i) - v'_w(i) \left(\frac{h}{2} - \frac{t_f}{4} - r \right) \quad (4.8a)$$

$$u_{f1}(i) - v'_{f1}(i) \left(\frac{1}{4} t_f + r \right) = u_w(i) + v'_w(i) \left(\frac{h}{2} - \frac{t_f}{4} - r \right) \quad (4.8b)$$

一方ウェブとフランジをそれぞれ2点モデル要素に仮定しており、応力-ひずみ関係は、

3章で導いた一般化応力-ひずみ関係を用いれば、

$$\begin{Bmatrix} \dot{N}_{fu}(i) \\ \dot{M}_{fu}(i) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K11_{fu}(i), & K12_{fu}(i) \\ K21_{fu}(i), & K22_{fu}(i) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_{gfu}(i) \\ \dot{\kappa}_{fu}(i) \end{Bmatrix} \quad (4.9)$$

$$\begin{Bmatrix} \dot{N}_{f1}(i) \\ \dot{M}_{f1}(i) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K11_{f1}(i), & K12_{f1}(i) \\ K21_{f1}(i), & K22_{f1}(i) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_{gf1}(i) \\ \dot{\kappa}_{f1}(i) \end{Bmatrix} \quad (4.10)$$

$$\begin{Bmatrix} \dot{N}_w(i) \\ \dot{Q}_w(i) \\ \dot{M}_w(i) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K11_w(i) & K12_w(i) & K13_w(i) \\ K21_w(i) & K22_w(i) & K23_w(i) \\ K31_w(i) & K32_w(i) & K33_w(i) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{gw}(i) \\ \dot{\gamma}_w(i) \\ \dot{\kappa}_w(i) \end{Bmatrix} \quad (4.11)$$

従って、上式の一般化応力-ひずみ関係を増分で示された釣合条件式に代入し、変位の連続条件と連立させれば、ひずみ増分を未知数とした連立方程式が得られる。常に安定な釣合を示すことが明らかであれば、右辺の横力増分を与えて解析すればよいが、不安定な釣り合いが予想される場合は、横力増分を左辺に移項し、水平変位とひずみの関係式の1つを加え、水平変位増分を与えることによりひずみ増分と横力増分を求める方法により解析を行えばよい。

4.2.2. 解析モデルⅡ

前述のモデルは比較的材長が短く、フランジ板厚が大きな材を対象に考えているが、材がやや長い場合には、フランジの枠組みの効果を無視することが可能であると考えられる。ここでは、前章 3.2節で述べた一般化応力-一般化ひずみ関係を用いた解析を行う。複曲率曲げせん断を受けるH形鋼柱を Fig.4.18 に示すように材長の 1/2 部分を取り出して解析する。H形断面を Fig.4.19 に示すようにフランジ、ウェブをそれぞれ2点の計4点モデル要素にモデル化する。軸方向ひずみ分布は平面保持の仮定に従い、せん断ひずみはウェブに一樣に分布するものとする。フランジは面外せん断力を伝達出来ない程度に薄く、ウェブのせん断変形に追隨して変形するものとする。前述のモデルよりやや長い材を対象としているため、Fig.4.20 に示すように材長Lの 1/2 を6等分し、材長 $\Delta L = L/12$ の各要素内で軸ひずみ、せん断ひずみ、曲率が線形的に変化するものとする。 $i(i=0\sim6)$ 断面位置における軸力、せん断力、曲げモーメントを N_i , Q_i , M_i とすると釣合条件式は、図の記号を正として

$$N_i \doteq N \quad (4.12a)$$

$$M_i = N(\delta h/2 - y_i) + Q \cdot i \Delta L \quad (4.12b)$$

$$Q_i = Q + N y' i \quad (4.12c)$$

但し y_i , $y' i$ は i 点のたわみ及びたわみ角である。

i 点におけるたわみ及びたわみ角は面積モーメント法により、 j 点の曲率、せん断ひずみの、 i 点におけるたわみ及びたわみ角に及ぼす影響係数を A_{ij} , B_{ij} , C_{ij} , D_{ij} とすれば

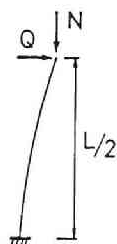


Fig.4.18 Beam-Column

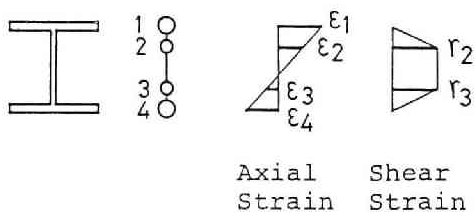


Fig.4.19 Strain Distribution of 4-Points Model

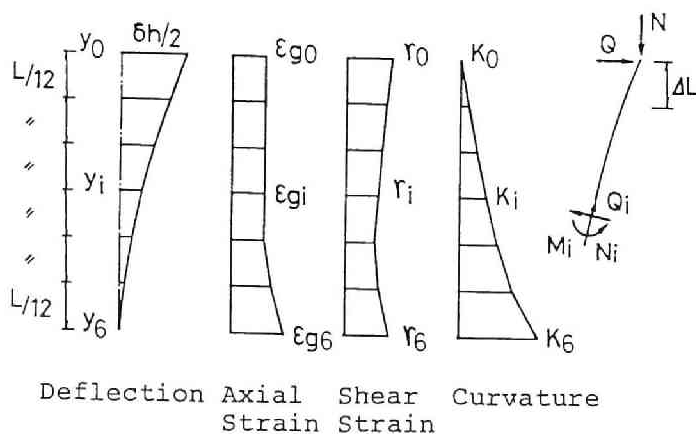


Fig.4.20

$$y_i' = \sum_{j=0}^i A_{ij} \kappa_j + \sum_{j=0}^i B_{ij} \gamma_j \quad (4.13a)$$

$$y_i = \sum_{j=0}^i C_{ij} \kappa_j + \sum_{j=0}^i D_{ij} \gamma_j \quad (4.13b)$$

断面力 (N_i, Q_i, M_i) 増分とそれに対応するひずみ ($\epsilon_{gi}, \gamma_i, \kappa_i$) 増分の関係は (3.17) 式より

$$\begin{Bmatrix} \dot{N}_i \\ \dot{Q}_i \\ \dot{M}_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11}, & K_{12}, & K_{13} \\ K_{21}, & K_{22}, & K_{23} \\ K_{31}, & K_{32}, & K_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{gi} \\ \dot{\gamma}_i \\ \dot{\kappa}_i \end{Bmatrix} \quad (i=0 \sim 6) \quad (4.14)$$

(4.12a) 式のように材長方向に軸力が変化しないものと考え、(4.14)式は $N = 0$ の条件より、次式のように単純化出来る。

$$\begin{Bmatrix} \dot{Q}_i \\ \dot{M}_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11}', & K_{12}' \\ K_{21}', & K_{22}' \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\gamma}_i \\ \dot{\kappa}_i \end{Bmatrix} \quad (4.15)$$

(4.12)式を増分で表示し、(4.13)及び(4.15)式を代入すれば、曲率及びせん断ひずみ増分を未知数とする連立1次方程式が得られる。

4. 2. 3. 解析結果

H形鋼材の断面形状は種々であるが、ここでは一般的な柱形の圧延H形鋼を考え、片フランジとウェブの断面積比を3:2とする。フランジの粹組効果を調べるためにまず解析Ⅰによる解析を行う。フランジの板厚 t_f と材せい h の比 t_f/h を0.05と0.1の2種とする。材長 l と材せい h の比 l/h が2, 4, 6の場合について解析する。比較的材長の短い材を対象としているため、材長方向には6等分している ($n=6$)。

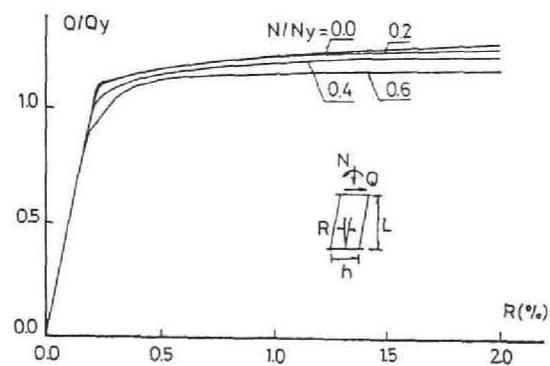
先ず単調載荷時の挙動について考える。Fig.4.21に荷重-変位関係を示す。縦軸は水平力 Q をウェブの降伏せん断力 $Q_y = \tau_y \cdot A_w$ で除した無次元量である。(a) 図

はせん断力が卓越する $L/h=2$ の場合である。この場合は、ウェブがせん断降伏すると、軸力がフランジに流れるため、軸圧の増大に伴うせん断耐力の低下は、軸圧比 N/N_y が0.6 以下ではそれほど顕著ではない。また材のせん断耐力も、フランジの枠組効果のために、いずれの場合もウェブの降伏せん断力よりも1割以上高い値を示している。せん断スパン比が大きくなるに従って曲げ応力が増大し、軸圧の増加に伴うせん断耐力の低下が大きくなる。(b)図は $L/h=4$ の場合であり、実線は枠組効果の大きな $t_f/h=0.1$ の場合、破線は小さい $t_f/h=0.05$ の場合である。 $L/h=4$ の場合、軸圧のせん断耐力に及ぼす影響は軸圧比が小さい領域では極めて小さく、 $N/N_y=0.6$ の場合にやや顕著になる程度である。フランジの曲げ剛性の小さい $t_f/h=0.05$ の場合は、0.1 の場合に比べて、フランジの負担せん断力が小さいため、耐力が小さいが、軸圧が高くなると、せん断降伏形から曲げ降伏形に移行するようになり、両者の耐力差は少なくなる。(c) 図は $L/h=6$ の場合であり、この場合は、曲げ降伏の影響を大きく受けて、軸圧の増加に伴うせん断耐力の低下は著しくなる。

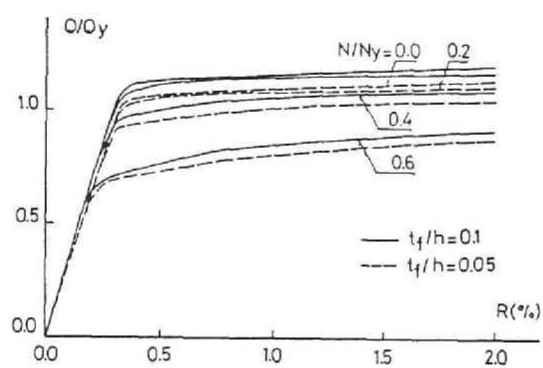
Fig.4.22に軸圧比 $N/N_y=0.2$ の場合について、せん断スパン比 L/h を、2, 4, 6 と変化させた場合の水平力-部材角関係を示す。実線はフランジの枠組効果の大きい $t_f/h=0.1$ の場合、破線は枠組効果の小さい $t_f/h=0.05$ の場合である。せん断スパン比の小さい、せん断降伏形の場合は、フランジ枠組効果の影響が大きく、初期剛性、水平耐力ともに t_f/h が大きくなるほど大きくなるが、せん断スパン比が大きくなると枠組の効果は小さくなり、実線と破線はほぼ一致する。

Fig.4.23 に材端部近傍の要素の軸ひずみ分布を示す。3本の折れ線は、それぞれ初期降伏時、部材角 $R=1/100$ 、 $1/50$ の場合に対応している。せん断スパン比 L/h が小さくなるに従って、軸ひずみ分布は平面保持の仮定からはなれ、逆S字形の分布を示すようになる。この傾向はウェブのせん断降伏後に著しくなり、フランジの枠組効果はウェブのせん断降伏後に大きくなることわかる。同じせん断スパン比では、軸圧が小さいほど逆S字形ひずみ分布となり易い。

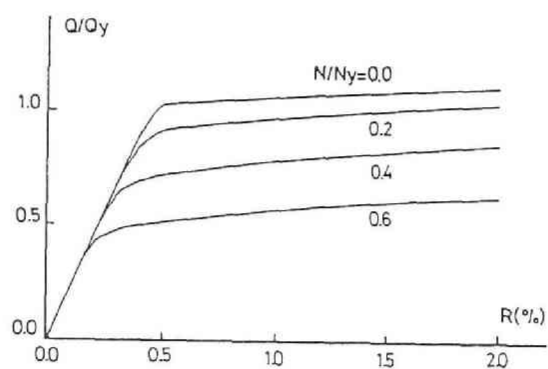
Fig.4.24 に柱各部の降伏状態を示す。図は逆対称性を考慮して柱の半分を取り出したものである。 $t_f/h=0.1$ の柱で部材角 $R=1/50$ の状態を示している。 W は繰返し載荷回数であり、繰返し加力の場合も含めて示している。 $W=1$ の場合についてみれば、せん断スパン比 $L/h=2, 4$ の場合は全てウェブが全面降伏しているのに対し、 $L/h=6$ の場合はウェブの降伏は全面的でなくなり、軸圧が高くなるほど、フランジの降伏領



(a) $L/h=2$



(b) $L/h=4$



(c) $L/h=6$

Fig.4.21 Lateral Load-Deformation Relationship

域が増大し、ウェブの降伏領域は減少する。

Fig.4.25 に材長方向のせん断ひずみ分布を示す。 Fig.4.24と同様、対称性を考慮して材の半分を取り出したものである。 いずれも部材角 $R=1/50$ の場合を示しており、(a)～(c) 図が処女載荷時の状態である。 一般にせん断卓越形では、材端部に比して材中央部の方がせん断ひずみは大きくなるのに対して、材長が長く、軸圧が高くなると材端部でのウェブの軸方向応力が大きくなるため、複合応力を受けてせん断ひずみも大きくなる。(c)図からも明らかなように、比較的せん断力が小さい場合でも、材端部が降伏すると軸ひずみ、曲率だけでなく、せん断ひずみも大きくなることがわかる。

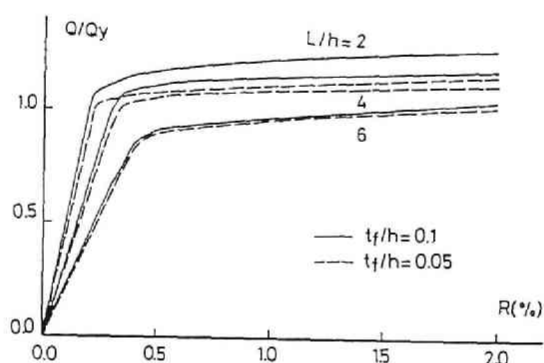


Fig.4.22 Lateral Load-Deformation Relationship
($N/N_y=0.2$)

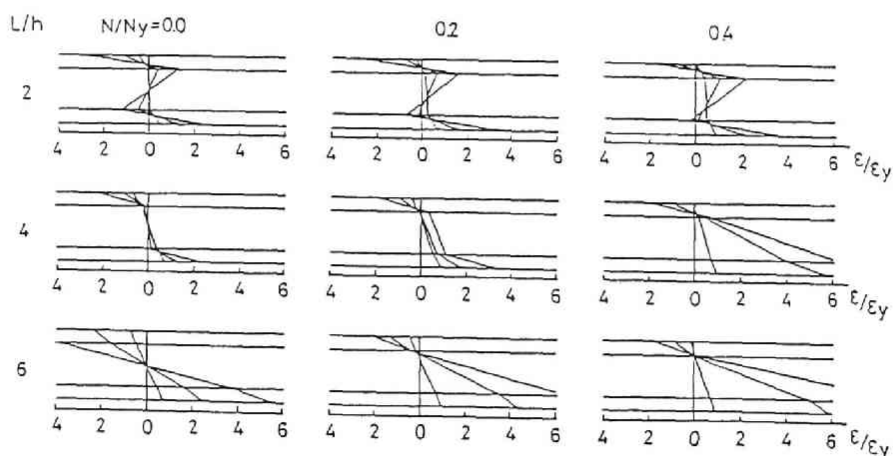


Fig.4.23 Axial Strain Distribution
(Initial Yield, $R=0.01$, $R=0.02$)

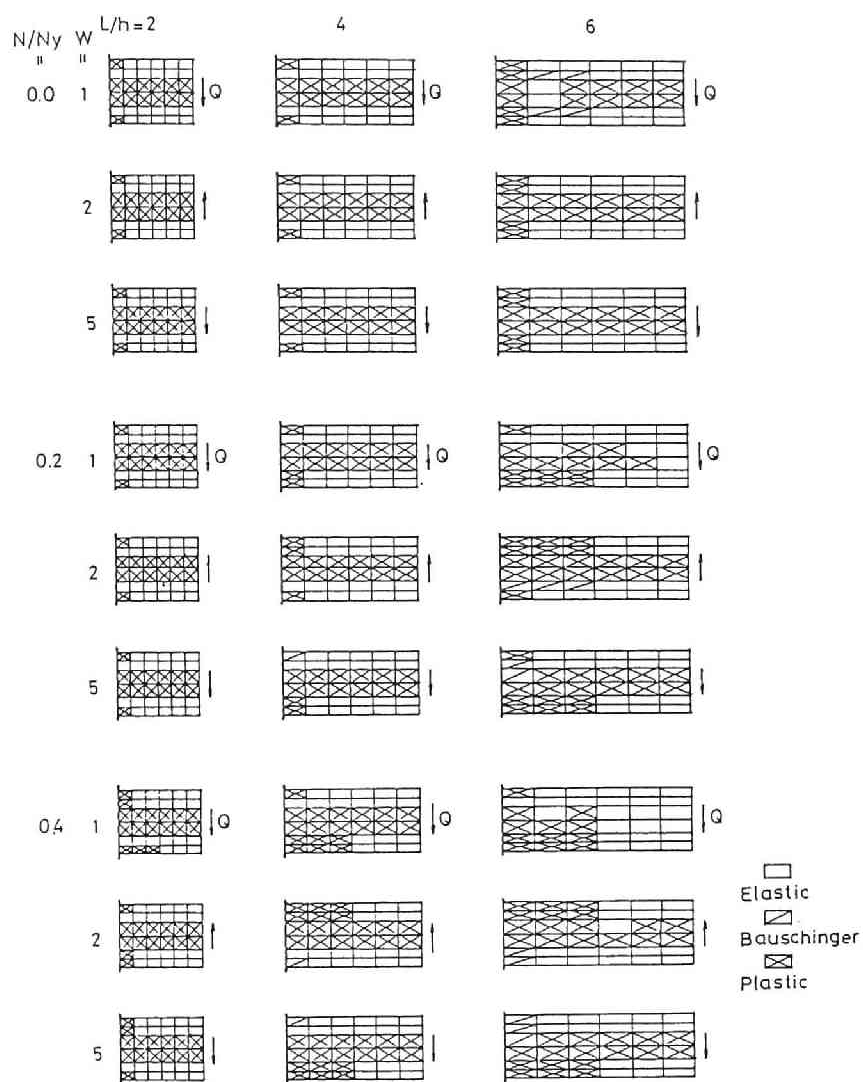


Fig.4.24 Yield Pattern of Short Column

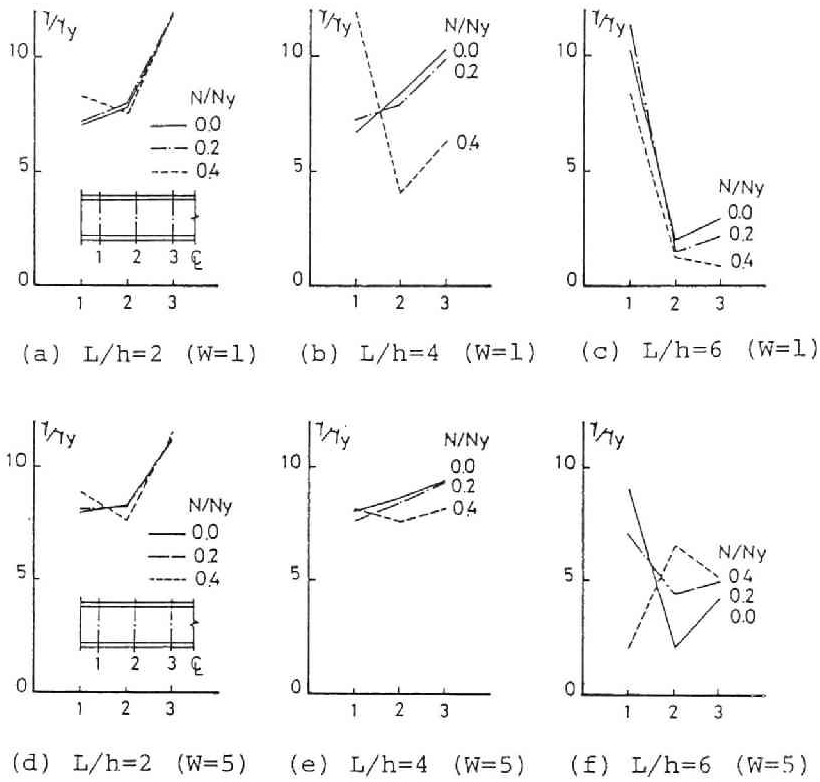


Fig.4.25 Shearing Strain Distributions

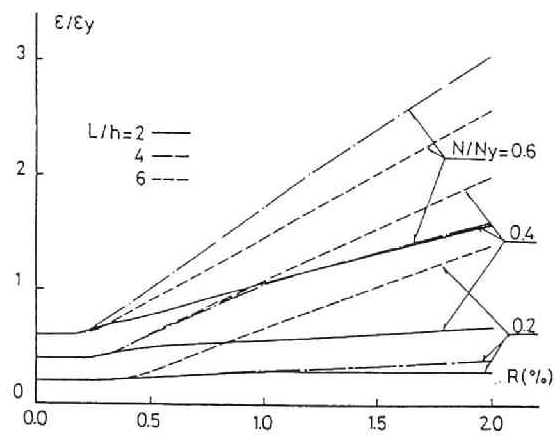


Fig.4.26 Axial Strain-Rotation Angle Relationship

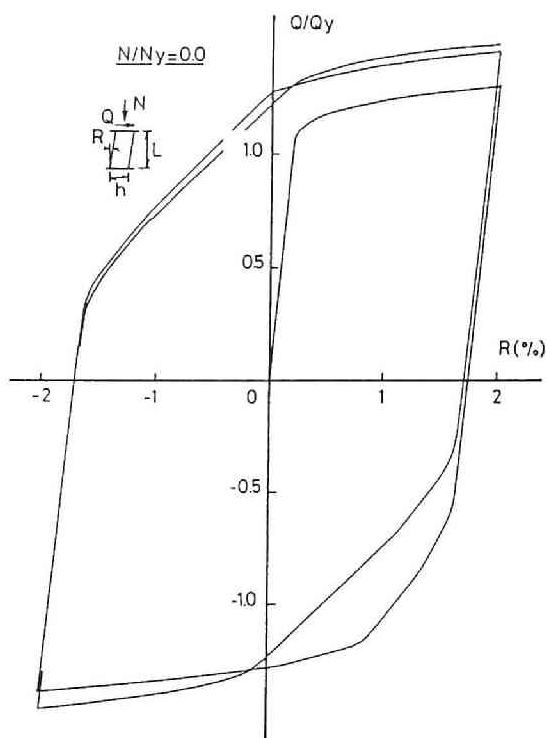
Fig.4.26 に断面の図心位置における軸ひずみの材長方向での平均値と部材角の関係を示す。実線、1点鎖線、破線はそれぞれせん断スパン比 $L/h=2, 4, 6$ に対応している。せん断スパン比が小さく軸圧比の小さいせん断降伏卓越形では ($L/h=2, N/N_y \leq 0.4$; $L/h=4, N/N_y \leq 0.2$) ほとんど軸ひずみの増加はなく、曲げ降伏が生じようになると、軸ひずみは変形の増大とともに増加していく。この傾向は、せん断スパン比が大きく、軸圧が高いほど著しい。

以上は単調載荷時の挙動であり、以下に一定部材角振巾交番繰返し載荷時の挙動を示す。フランジの板厚と材せいの比 $t_f/h=0.1$ の場合について部材角振巾 $R=1/50$ で繰返し載荷した場合の挙動を Fig.4.27 に示す。せん断スパン比 $L/h=2, 4, 6$ 、軸圧比 $N/N_y=0.0, 0.2, 0.4$ の場合である。 L/h が小さいほど、曲げ変形成分が小さいため、初期剛性は高くまた耐力も高くなる。バウシinger効果は第1サイクル目はそれほど顕著でなく、第2サイクルから大きく現れる。この傾向は L/h が小さく、軸圧が低いほど著しい。これはせん断降伏卓越形では、ウェブの材料的な性質が支配的であり、軸方向応力がフランジに流れるため、軸圧による差があまり認められないのに対し、曲げ降伏形では、フランジの材料的な性質が支配的になり、軸圧が高いほどバウシinger効果が現れ難いことに対応している。部材角 $R=1/50$ で繰返し載荷を与えると、いずれの場合も繰返し硬化を示している。

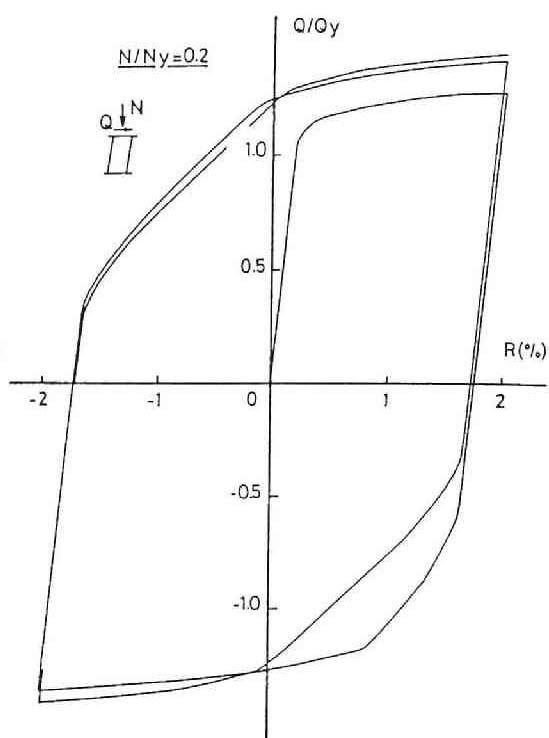
Fig.4.29 に所定部材角時のせん断耐力と載荷回数の関係を示す。(a)図は $t_f/h=0.1$ の場合、(b)図は $t_f/h=0.1$ と 0.05 の場合の比較を示している。繰返し硬化は繰返し載荷の初期の段階で大きく現れ、徐々に小さくなる。せん断降伏卓越形では、軸圧比により繰返し硬化の割合はあまり変化しないが、曲げ降伏形になると ($L/h=6$) 軸圧比が高くなるほど繰返し硬化の割合が大きくなる。フランジ板厚の影響は (b) 図に示すように、 L/h が小さいほど大きいですが、繰返し硬化の割合には関係がない。

Fig.4.24 に載荷回数 $W=2, 5$ の場合の降伏状態図を示している。せん断スパン比 $L/h=2 \sim 4$ の場合は、繰返し載荷に伴う降伏状態の変化は認められないが、 $L/h=6$ の場合は、繰返し硬化現象によりせん断耐力が増加するため、 $W=5$ になるとウェブがほぼ全面的に降伏し、軸圧が高い場合でも曲げ降伏形からせん断降伏形への移行がみられる。

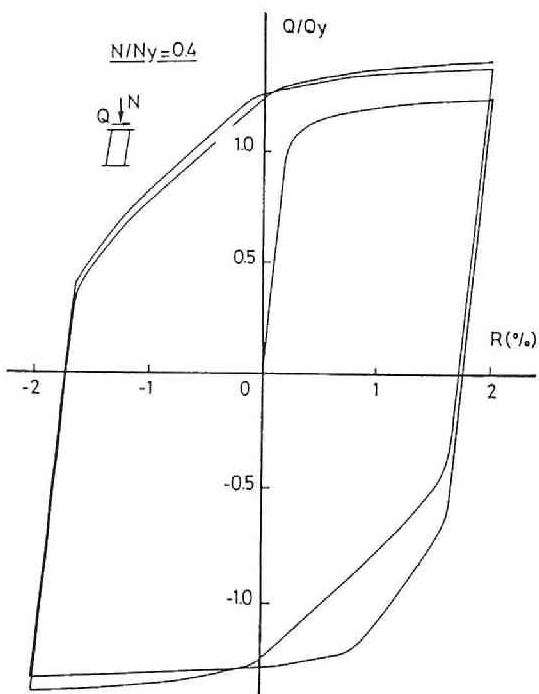
このことは Fig.4.25 のせん断ひずみ分布にも認められる。即ち (d)~(f) 図は (a)~(c) 図が処女載荷時 $W=1$ の場合に対して、 $W=5$ の場合のひずみ分布であり、せん断降伏卓越形では、せん断ひずみ分布にほとんど差が認められないが、 $W=1$ では材端部のみに



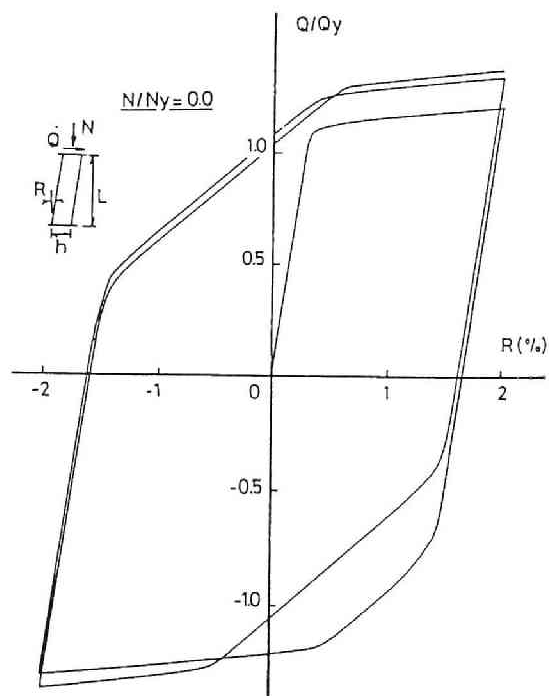
(a) $L/h=2$, $N/N_y=0.0$



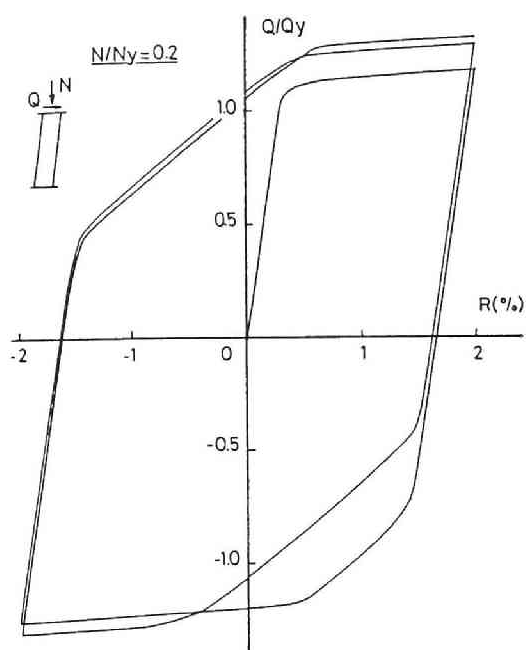
(b) $L/h=2$, $N/N_y=0.2$



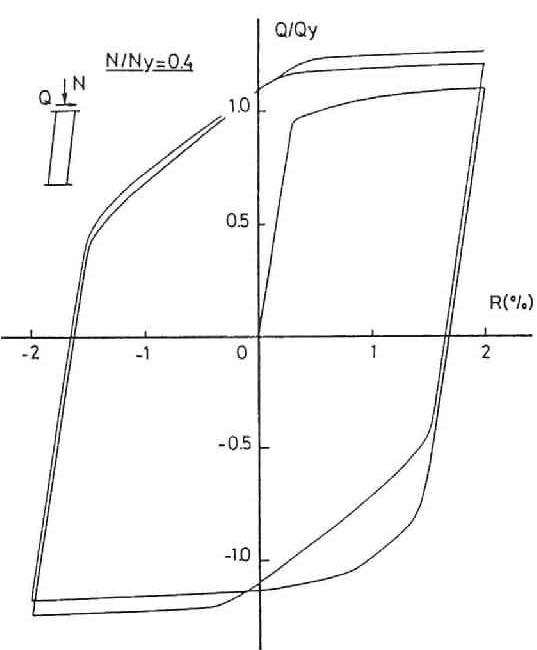
(c) $L/h=2$, $N/N_y=0.4$



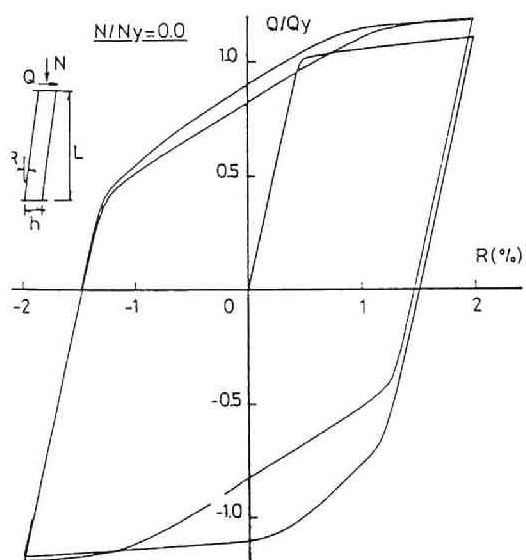
(d) $L/h=4$, $N/N_y=0.0$



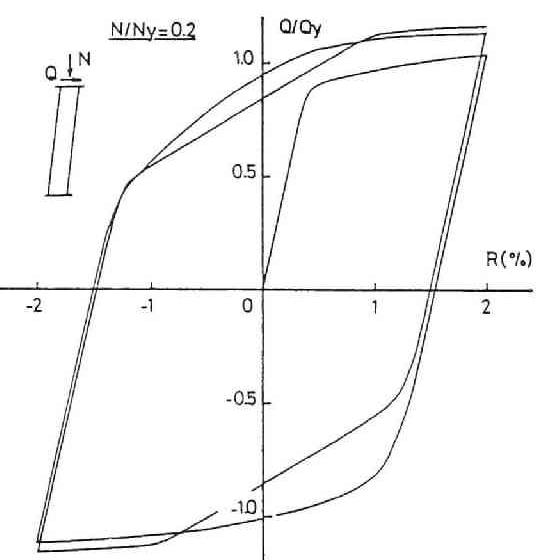
(e) $L/h=4$, $N/N_y=0.2$



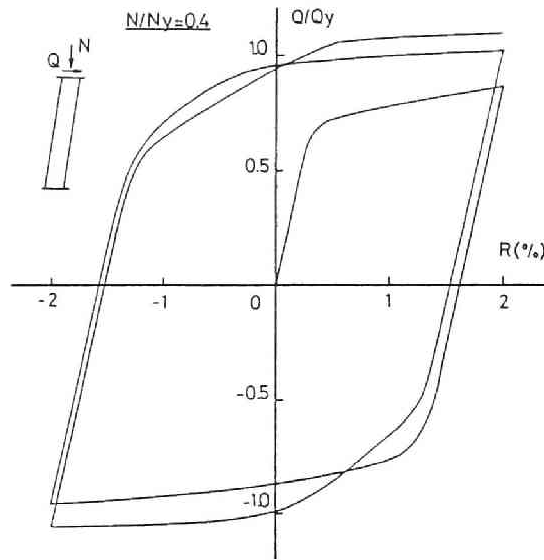
(f) $L/h=4$, $N/N_y=0.4$



(g) $L/h=6$, $N/N_y=0.0$

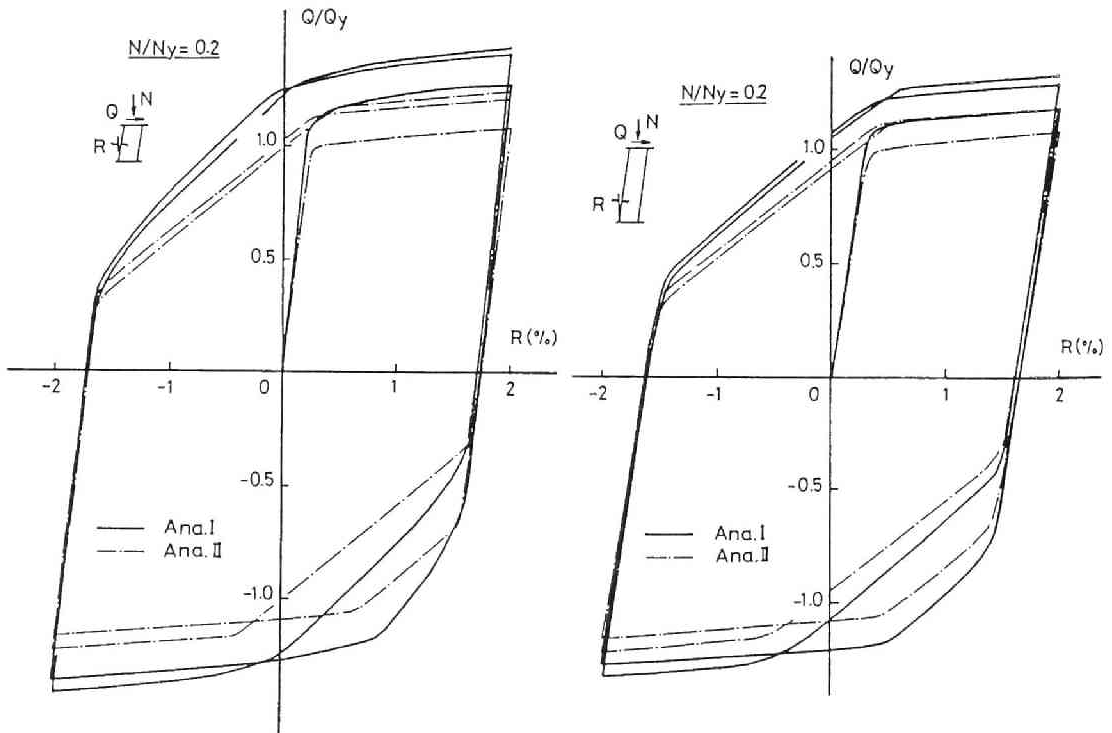


(h) $L/h=6$, $N/N_y=0.2$



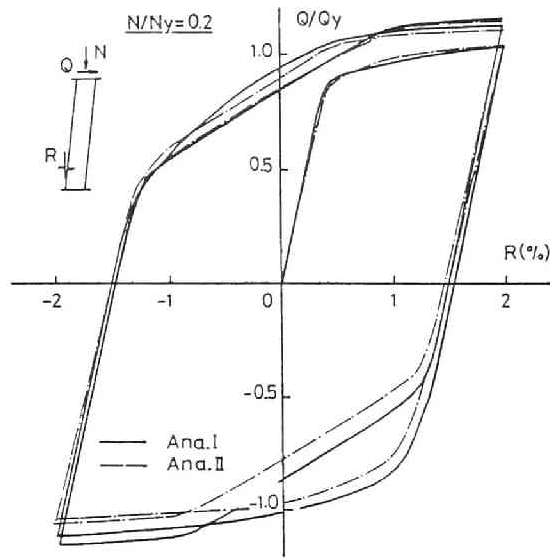
(i) $L/h=6$, $N/N_y=0.4$

Fig.4.27 Lateral Load-Deformation Relationship



(a) $L/h=2$

(b) $L/h=4$



(c) $L/h=6$

Fig.4.28 Lateral Load-Deformation Relationship

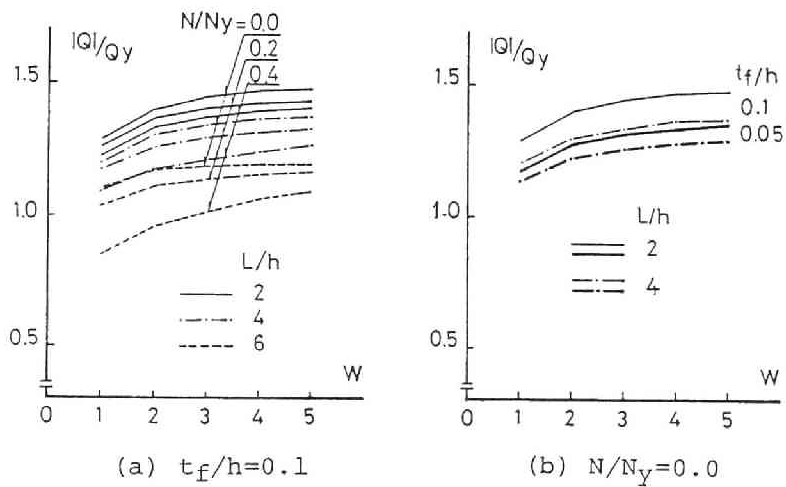


Fig.4.29 Variation of Lateral Strength

せん断ひずみが大きい曲げ降伏形の場合でも、 $W=5$ ではせん断ひずみが材長方向に一様分布するようになり、せん断降伏形に移行していることが明らかである。

Fig.4.30 に材の軸方向変位 δv と荷重回数 W の関係を示す。せん断降伏卓越形では、繰り返しサイクルが増大しても、ほとんど軸方向変形は増大しないのに対し、材長が長く、軸圧が大きい曲げ降伏形では軸方向変形の進展は大きい。初期曲げ降伏形で、繰り返し荷重に伴いウェブが全面降伏するせん断降伏形に移行しても、フランジの曲げ降伏領域は変化せず、従って軸ひずみの進展がなくなることにはならない。

次にフランジの枠組み効果を見無視した解析Ⅱとの比較を行う。Fig.4.28 に比較的フランジ板厚の大きな $t_f/h=0.1$ の場合で、材長と材せいの比を $L/h=2, 4, 6$ に変化させた場合の荷重-変形関係を示す。柱の軸力は $N=0.2N_y$ で一定である。実線はフランジの枠組み効果を考慮した解析Ⅰ (Ana.Ⅰ)、一点鎖線は枠組み効果を見無視した解析Ⅱ (Ana.Ⅱ) の結果である。図より明らかなように、材が短くなるに従って解析Ⅰ、Ⅱの耐力の差が大きくなり、フランジの枠組み効果が顕著になることがわかる。両者のループ形状はほぼ同じであるが、弾性域及び弾塑性域での接線剛性は、材長が短くなるほど解析Ⅰの方が大きくなっている。材長が長い $L/h=6$ の場合は解析Ⅰ、Ⅱの差は少なく、材長がある程度以上になるとフランジの枠組みの効果は少なくなり、その影響を見無視することが可能であると考えられる。

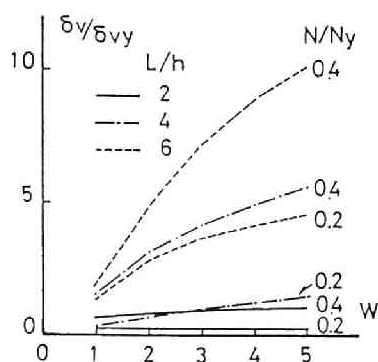


Fig.4.30 Variation of Axial Deformation

4. 2. 4. H形鋼柱のせん断実験

H形鋼柱のせん断実験の方法には種々のものがある。力載荷形式の実験方法としては、片持ばり形式 [4.30]、単純ばり形式 [4.27]、複曲率曲げせん断を与えるいわゆる大野式加力方法 [4.31] 等種々のものが考えられる。力載荷形式の場合、前節でも述べたように、材の強度分布が対称的でなければ、非対称的な崩壊形を示す場合があり、現実の柱の崩壊形との対応が付け難くなる。片持ばり形式の実験では、フランジの粹組効果や、ウェブの座屈が問題になる場合には、それらの効果を正當に評価出来ない。従って骨組形式で実験を行うか、変位制御形の複曲率曲げせん断実験装置を用いて実験を行うことが望ましい。変位制御型の実験方法による結果は、柱の曲げせん断実験に対してはあまりなく [4.32]、ここではいわゆる大野式載荷法による複曲率曲げせん断実験について述べる [4.31]。

供試体は Fig.4.31 に示すように材質 SS41 の圧延 H 形鋼 (H-125x125x6.5x9) であり、せん断スパン比 $L/H=2, 4$ の 2 種である。引っ張り試験結果を Table 4.2 に示す。加力装置を Fig.4.32 に示す。供試体を試験機に組み込み一定軸圧を加えた後、せん断力を図に示すように載荷ばりを介して加える。Fig.4.33 に示すように変形の影響を考えなければ、曲げモーメント図及びせん断力図は図に示すようになり、中央の供試体部分のせん断力は、 $Q=P_1-P_2=PL'/(L+L')$ となる。実験値によるせん断力 Q はこの式により求めている。実験は Table 4.3 に示すように、軸圧比 $N/N_Y=1/6, 1/3, 1/2$ の 3 種、部材角振巾 $R=1/100, 5/100$ の 2 種に変化させた計 8 体について行った。

測定は Fig.4.34 に示すように、鉛直及び水平変位をダイヤルゲージにより、ウェブのひずみは 3 軸ゲージ、フランジのひずみは 1 軸ゲージにより行った。Figs.4.35, 4.36 にせん断スパン比 $L/H=2$ および 4 のせん断力-部材角関係 ($Q-R$) を示す。実線は実験値、破線は解析値である。部材角振巾の小さい $R=1/100$ の場合は、紡錘形のループを示し、わずかに繰返し硬化を示す。部材角振巾の大きい $R=5/100$ の場合は、いずれも処女載荷時に比べて、第 2 サイクル以降のせん断抵抗は大きく、繰返し硬化が顕著である。

第 3 サイクル以降、耐力はあまり増大しない。 $L/H=2$ と 4 とでは、耐力は $L/H=2$ の方が大きいのが、繰返し硬化の割合はあまり差が認められない。軸圧比 $N/N_Y=1/2$ の場合は、いずれもフランジの局部座屈の発生により供試体全体が単曲率的な”く”字形の変形を生じ、全体的な $N \cdot \delta$ 効果により比較的早期に崩壊している。実験値と解析値は $R =$

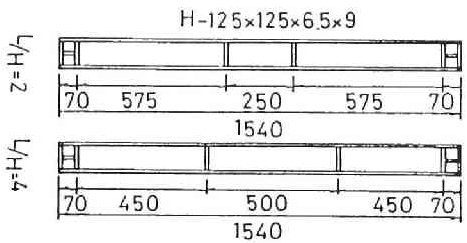


Fig. 4.31 Specimen

Table 4.2 Material Property

Material		σ_y (t/cm ²)	σ_b (t/cm ²)
SS41	Flange	2.67	4.27
	Web	2.88	4.54

Table 4.3 Test Series

Shear Span Ratio L/H	N/n _y	R
2	1/3	0.01
	1/6	0.05
	1/3	0.05
	1/2	0.05
4	1/3	0.01
	1/6	0.05
	1/3	0.05
	1/2	0.05

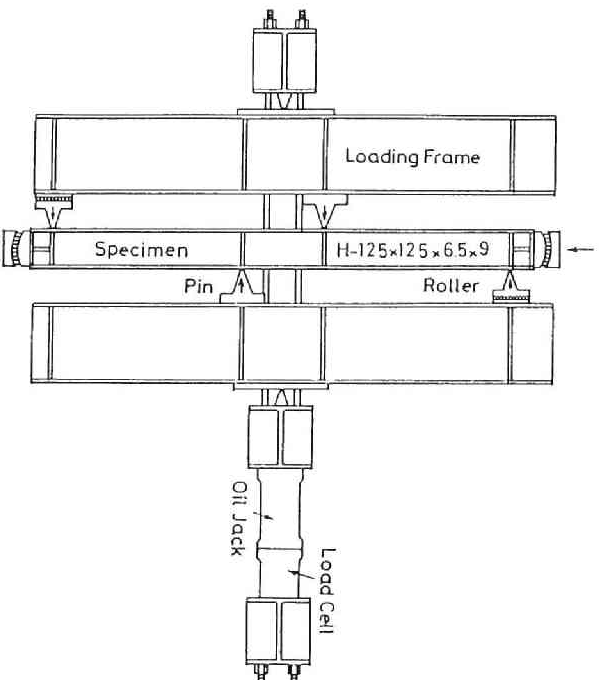


Fig. 4.32 Loading System

5/100 の場合、実験値の耐力がやや高くなっているが、全体的には tri-linear 形の応力-ひずみ関係の範囲で良く一致していると考えられる。

Fig.4.37に、軸圧比 N/N_y が 1/3 で部材角振巾 $R=5\%$ の場合の実験値と、フランジの枠組みの効果を考えた解析Ⅰおよび枠組みの効果を無視した解析Ⅱの比較を示す。破線は枠組みの効果を考慮した解析Ⅰ、一点鎖線は無視した解析Ⅱの結果である。いずれも比較的材長の短いせん断降伏形の場合であるが、 $L/H=2$ の場合の方が $L/H=4$ の場合に比して枠組みの効果はやや大きく、解析Ⅱに対して、解析Ⅰの場合は約 15 %程度高い値を示している。いずれの場合も、解析Ⅱに比して解析Ⅰの方が実験値に近い挙動を示し、本実験のように比較的材長が短く、フランジの板厚が厚い H 形鋼柱の場合には、ウェブの弾塑性せん断変形挙動だけでなく、フランジの弾塑性的な枠組み効果を考慮したモデルを用いて解析を行う必要がある。

Fig.4.38 に軸圧比 $N/N_y=1/3$ 、部材角 $R=5/100$ について、材端部近傍の軸ひずみ分布を示す。実線は第 1 サイクル正載荷時、破線は負載荷時である。せん断スパン比の小さい $L/H=2$ の場合は逆 S 字形の軸ひずみ分布を示すのに対し、 $L/H=4$ の場合は、やや逆 S 字成分を含んでいるが、全体的には平面保持の仮定に近い分布形である。実線と破線を比較すると、 $L/H=2$ に対し $L/H=4$ の場合は繰り返しに伴う軸ひずみの進展が大きいことがわかる。

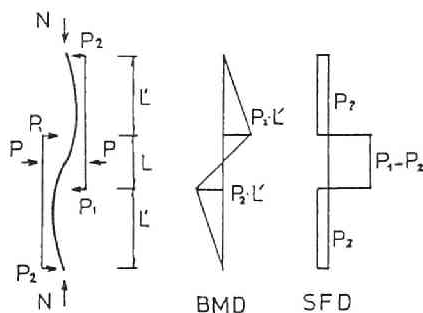


Fig.4.33 Stress Distributions

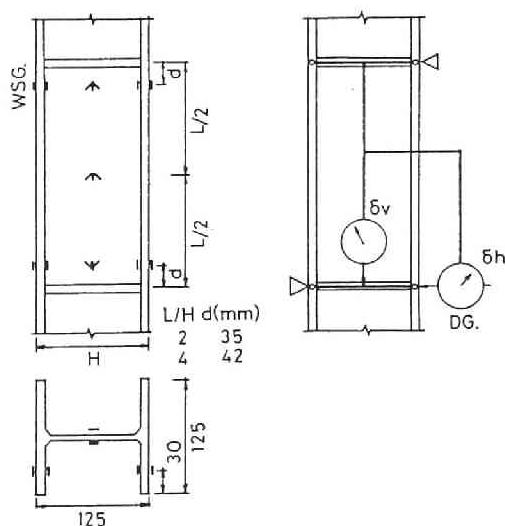
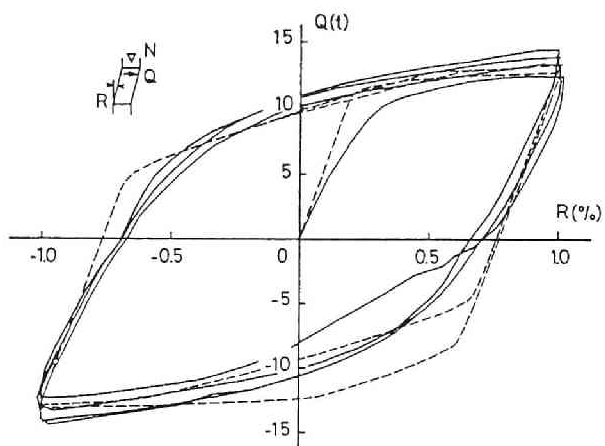
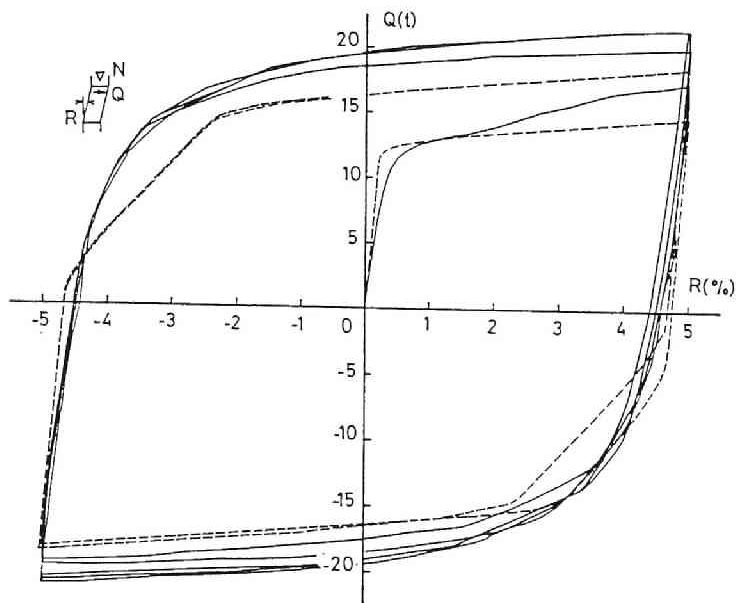


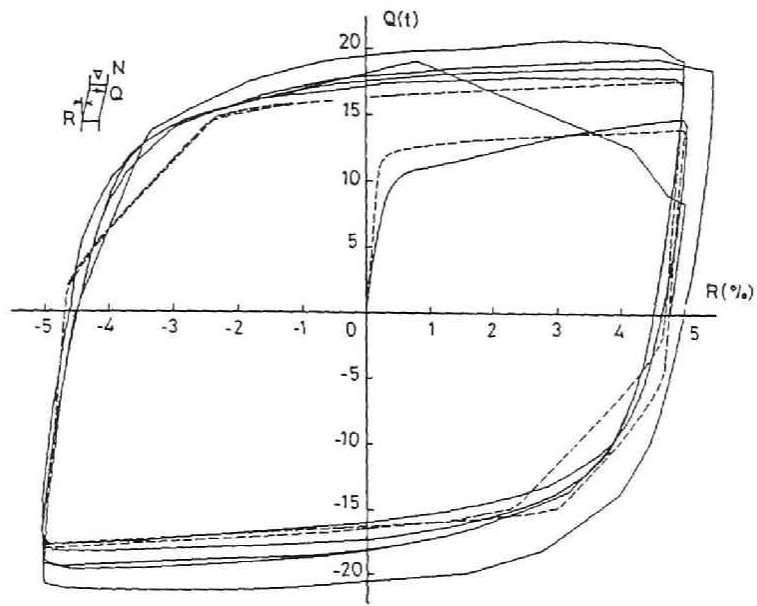
Fig.4.34 Measuring System



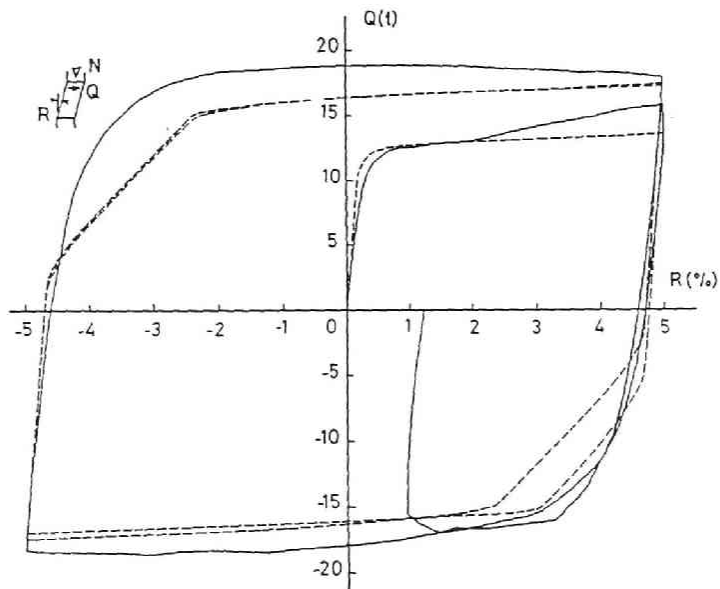
(a) $N/N_Y = 1/3$, $R = 0.01$



(b) $N/N_Y = 1/6$, $R = 0.05$

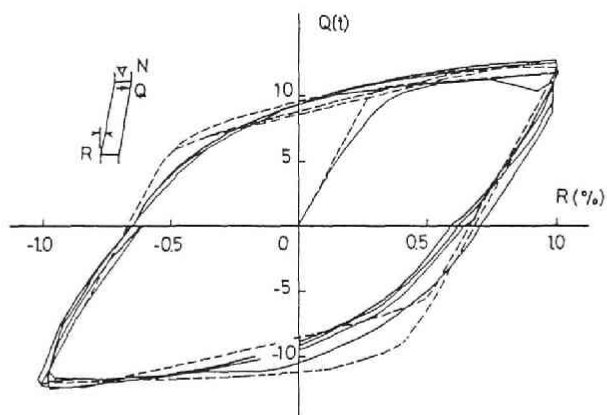


(c) $N/N_y = 1/3$, $R = 0.05$

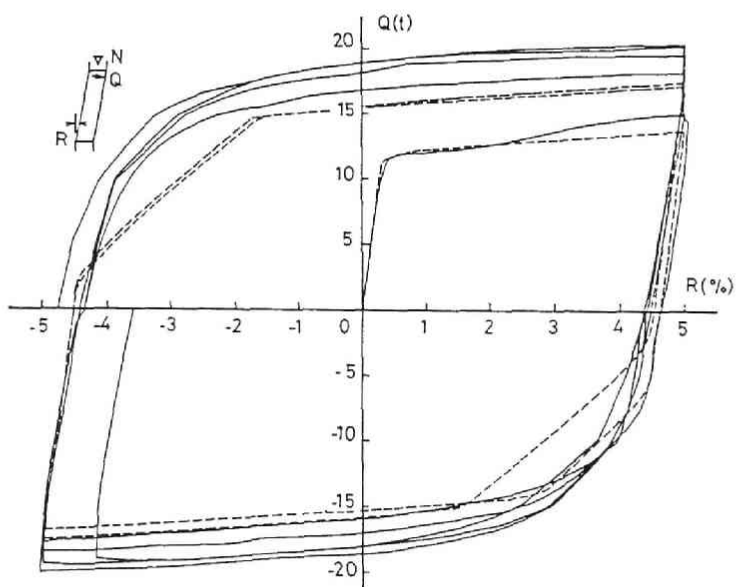


(d) $N/N_y = 1/2$, $R = 0.05$

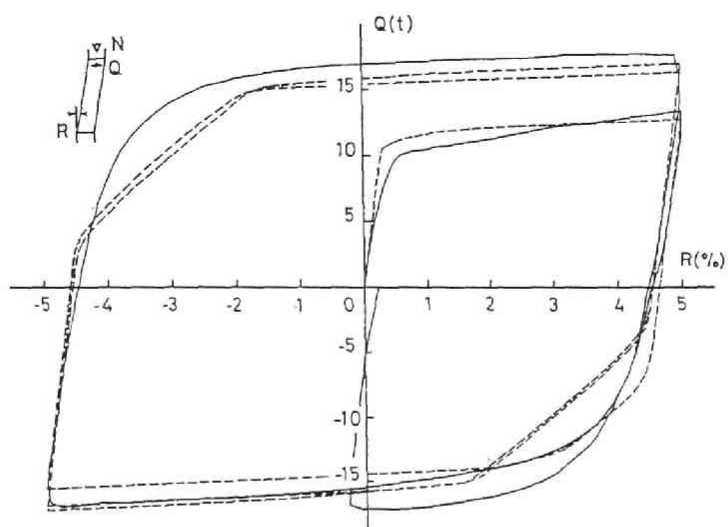
Fig. 4.35 Lateral Load-Deformation Relationship



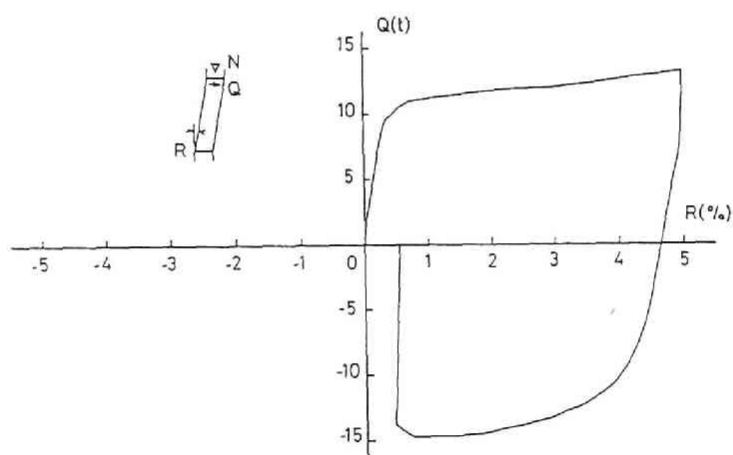
(a) $N/N_Y = 1/3$, $R = 0.01$



(b) $N/N_Y = 1/6$, $R = 0.05$

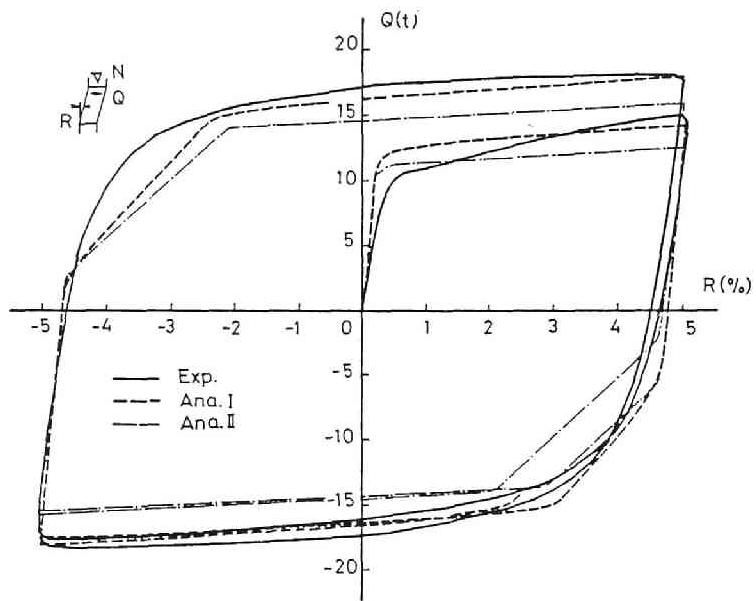


(c) $N/N_y = 1/3$, $R = 0.05$

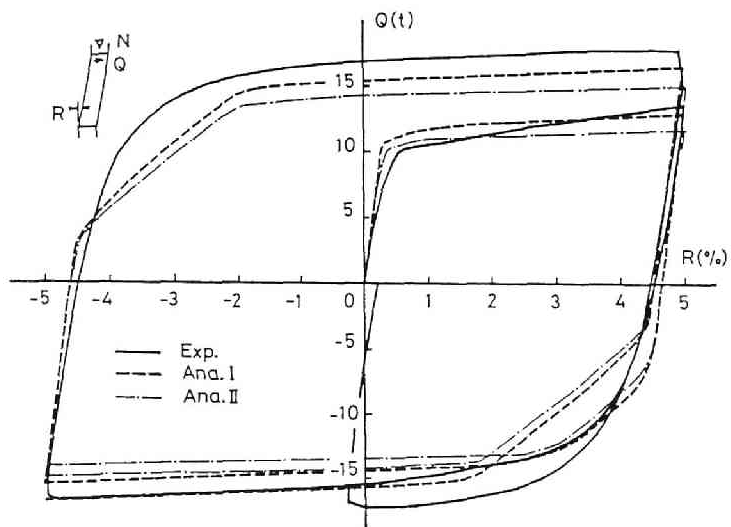


(d) $N/N_y = 1/2$, $R = 0.05$

Fig.4.36 Lateral Load-Deformation Relationship



(a) $N/N_Y = 1/3$, $L/H = 2$



(b) $N/N_Y = 1/3$, $L/H = 4$

Fig.4.37 Lateral Load-Deformation Relationship

Fig.4.39 に材中央部（□）および材端部近傍（○）のウェブ中央におけるせん断ひずみ分布を示している。前図と同じ $N/N_y=1/3$, $R=5/100$ の場合である。材長が比較的小さいせん断降伏形の場合であるので、一般にせん断ひずみは材端部に比して材中央部の方がやや大きな値を示す。せん断ひずみは、せん断スパン比の小さな $L/H=2$ の方がやや大きく、第1載荷時（ $W=1$ ）と第2載荷時（ $W=2$ ）を比較すると、第1載荷時の方が大きい値を示している。

繰り返し載荷を続けると、部材角 $R=5/100$ の場合はいずれの供試体の場合も、Fig.4.40 に示すように、供試体全体が”く”字形に変形し、中央の供試部分も中央点に対して点対称な変形ではなく、図に示すように全体的に一方向にずれる非対称な変形が増大し、軸圧保持不可か載荷不能の状態に至る。このような崩壊モードは、力載荷形式により増巾されることは明らかであるが、変位制御実験でも同様の崩壊モードが認められる場合もあり[4.22]、せん断降伏形のH形鋼柱の崩壊モードの1つと考えられる。従って、せん断降伏形のH形断面柱が繰り返し水平力を受けた際に、どのような条件下でこのようなモードが発生するかを明らかにする必要がある。

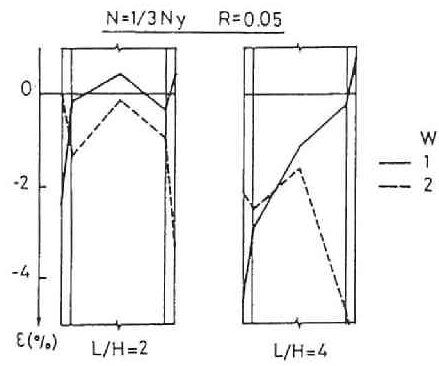


Fig.4.38 Axial Strain Distributions

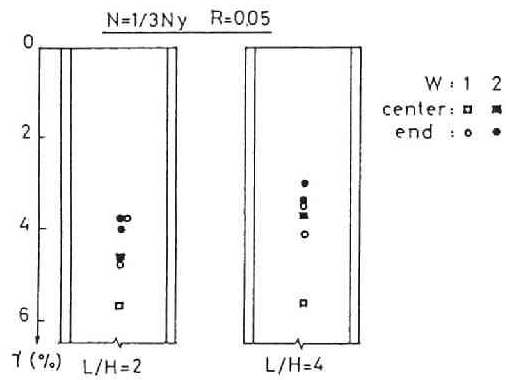


Fig.4.39 Shearing Strain Distributions

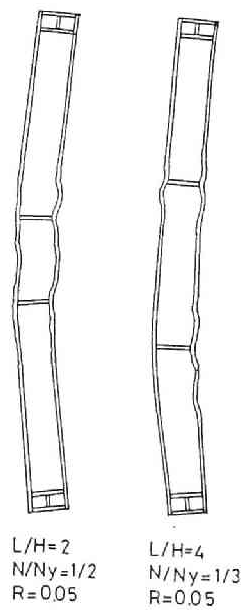


Fig.4.40 Collapse Mode

4. 3. 筋違材の弾塑性変形ならびに崩壊性状

単一筋違材の変形性状に関しては、数多くの実験的・解析的研究が行われており、一般的な変形のメカニズム、力-変位関係については、ほぼ明らかになったと考えられる。解析方法については、種々のものが発表されているが[4.33]、大別すれば、変形の主たる部分を材の局所に限定し、塑性ヒンジを仮定する方法と、弾塑性変形を材せい及び材長方向に考慮した有限要素法になる。Fig.4.41 に示すように両端ピン支持材を基本として考えれば、塑性ヒンジは材中央に形成され、流動法則の適用法、非線形性の取り扱いにより種々の理論が発表されており[4.35,4.36,4.37,4.40,4.41]、単純な降伏関数を用いた場合には解析解が得られるという利点があり、また筋違材の変形のメカニズムが簡明に説明出来るが、材料のひずみ硬化やバウシinger効果を導入することが困難である。ひずみ硬化を導入したモデルとして一般化応力 (N, M) - 一般化ひずみ関係に Zieglerの移動硬化則を用いたものがあるが[4.42]、ひずみ硬化係数の導入の仕方が恣意的である (Fig.4.42 参照)。材料の特性を忠実に表現出来るモデルとして、ある材長を有する部分に対して一様な応力状態を考え、その変形を1点に集約して考える弾塑性ヒンジがある[4.43,4.44]。これは Fig.4.41 に示すように、部材要素を材せい方向に多数の要素に分割し、それぞれの要素に応力-ひずみ関係を導入して一般化応力-一般化ひずみ関係を求めるものである。これらのモデルは、筋違材の全体的な挙動を求めることを目的としたものであり、材長方向の弾塑性域の進展や、変形モードの変化等の現象がどのように生じているかを解明することは困難である。一方 Fig.4.43 に示すように材せい方向および材長方向に多数の有限要素に分割し、各要素の弾塑性変形を考慮する解析法は、有限要素の分割方法、非線形性の取り扱い、材料の応力-ひずみ関係の選択により多くの研究がなされている[4.45,4.46,4.47,4.48,4.49]。

これらの解析は、塑性ヒンジ解析に比べると未知数が多く、演算時間が長くなるが、筋違材の内部的に生じている種々の現象の検討が可能となる。筋違材の挙動は、材料の応力-ひずみ関係と要素をどのように仮定するかにより多少異なる結果が得られる。材料の応力-ひずみ関係で最も問題になるのは、ひずみ硬化、バウシinger効果、繰り返し硬化現象であると考えられる。ひずみ硬化は全般的な強度に関係し、バウシinger効果は第2サイクル以降の圧縮最大耐力に影響を及ぼす[4.47,4.50]。

またこれらの力学的モデルとは別に、筋違材の復元力特性を数式表示したモデルも

提案されており[4.51]、目的に応じてどのようなモデルを選択するかを決定する必要がある。

4.3.1. 解析モデル

前述のように筋違材の一般的な挙動はほぼ明らかとなっているが、形鋼を用いた実験によれば、接合部を充分強くした場合、材の曲げ引張側または曲げ圧縮側から亀裂が入ったり、材の全体座屈の上に板要素の局部座屈が生じ、さらに局部座屈部分から亀裂が進展し劣化が生じる[4.57]。従って、どのような形状寸法の材ではどのような劣化の形態

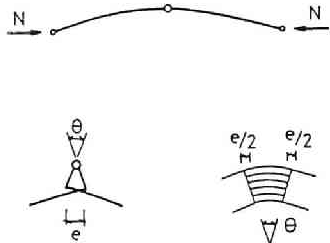


Fig.4.41 Hinge Model

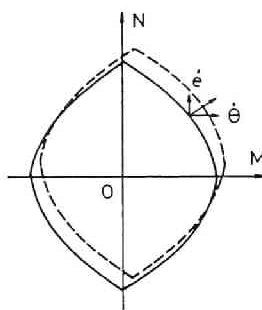


Fig.4.42 Kinematic Hardening Model

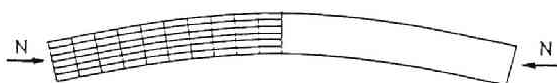


Fig.4.43 FEM Model

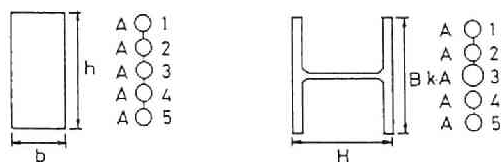


Fig.4.44 5-Points Model

が生ずるかを明らかにするためには、全体的な挙動だけでなく、内部的な応力およびひずみ履歴を検討する必要があるが、このような観点からの研究は行われていない。

筆者等は矩形断面を3点モデルに、応力-ひずみ関係をひずみ硬化を考慮したbilinear形に仮定した解析を行い、細長比、ひずみ振巾により異なる引張・圧縮荷重時の変形のメカニズムの差を検討したが[4.47]、3点モデルでは上述の問題を考える上で重要だと思われる縁ひずみの量が正確には追跡出来ないで、本論では、Fig.4.44に示すような5点モデルを仮定して解析を行う。材料の応力-ひずみ関係は、第2章で述べた等方硬化と移動硬化を考慮したI-Kモデルを用いる。

Fig.4.45に示すように、両端ピン支持された材長Lの筋違材を考える。材長方向に10の要素に等分割し、対称性を考慮して材の半分を取り出す。図に示すように要素端の曲率を κ_i ($i=0\sim5$)とし、要素の内では曲率が直線的に変化しているものとすれば、たわみ角 y' は2次、たわみ y は3次式となる。

Fig.4.46に示すように i 点の軸力を初期材軸線の方に N とし、曲げモーメントを M_i 、たわみを y_i とすると、釣合条件式は次式となる。

$$M_i = N y_i \quad (i=1\sim5) \quad (4.16)$$

軸力が \dot{N} だけ変化したとき、曲げモーメント、たわみの変化量を \dot{M}_i , \dot{y}_i とすると、変化後の釣合条件式は

$$M_i + \dot{M}_i = (N + \dot{N})(y_i + \dot{y}_i) \quad (i=1\sim5) \quad (4.17)$$

(4.17)式と(4.16)式の差をとれば

$$\dot{M}_i = (N + \dot{N})\dot{y}_i + \dot{N}y_i \quad (i=1\sim5) \quad (4.18)$$

一方 i 断面のたわみ y_i は曲率分布より求めることが出来る。 j 点の曲率 κ_j のたわみ y_i に及ぼす影響係数を4.1節と同様 C_{ij} とすれば

$$y_i = \sum_{j=1}^5 C_{ij} \kappa_j$$

増分で示せば

$$\dot{y}_i = \sum_{j=1}^5 C_{ij} \dot{\kappa}_j \quad (4.19)$$

となる。一方軸方向変位 Δl は材の図心位置の軸ひずみ ϵ_g の材長方向の積分値 Δl_E とたわみにより生じる軸方向変位 Δl_G の和となる。軸ひずみ分布を Fig.4.45 に示すように、要素内では直線的に変化するものと仮定し、たわみによる軸変位は近似的に要素内でたわみが直線的に変化すると仮定して求めると、軸方向変位は次式のように示せる。

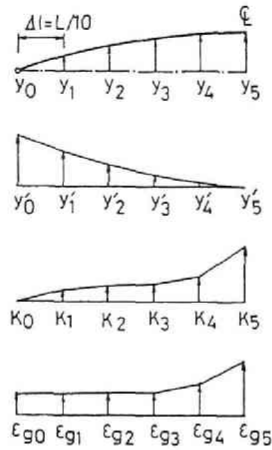


Fig.4.45 Deformation and Strain Distributions



Fig.4.46

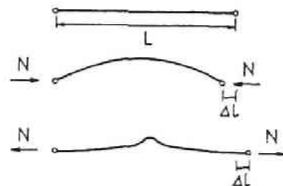


Fig.4.47 Deformation under Compression and Tension

$$\Delta l_E = \int_L \epsilon_g dx = \frac{\Delta L}{2} \sum_{i=0}^9 (\epsilon_{gi} + \epsilon_{gi+1}) \quad (4.20)$$

$$\Delta l_G = \frac{1}{2} \int_L \dot{Y}^2 dx = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\Delta L} \sum_{i=0}^9 (Y_{i+1} - Y_i)^2 \quad (4.21)$$

上式を増分で示せば

$$\dot{\Delta l}_E = \frac{\Delta L}{2} \sum_{i=0}^9 (\dot{\epsilon}_{gi} + \dot{\epsilon}_{gi+1}) \quad (4.22)$$

$$\dot{\Delta l}_G = \frac{1}{\Delta L} \sum_{i=0}^9 (Y_{i+1} - Y_i) (\dot{Y}_{i+1} - \dot{Y}_i) \quad (4.23)$$

$$\dot{\Delta l} = \frac{\Delta L}{2} \sum_{i=0}^9 (\dot{\epsilon}_{gi} + \dot{\epsilon}_{gi+1}) + \frac{1}{\Delta L} \sum_{i=0}^9 (Y_{i+1} - Y_i) (\dot{Y}_{i+1} - \dot{Y}_i) \quad (4.24)$$

また部材要素の応力-ひずみ関係は 3.1節より

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{M}_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11}(i), & K_{12}(i) \\ K_{21}(i), & K_{22}(i) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{gi} \\ \dot{\kappa}_i \end{Bmatrix} \quad (4.25)$$

となる。但し係数 $K_{ij}(i)$ は、 i 断面位置における5点モデル要素のそれぞれの応力-ひずみ関係の勾配と断面の定数により決まる。

(4.18), (4.19), (4.24), (4.25) 式を用いて解析する際、(4.19), (4.25) 式の関係を用いて (4.18) 式に代入し、各部材要素のひずみ増分 $\dot{\epsilon}_{gi}$, $\dot{\kappa}_i$ を未知数とするのが一般的であるが、ここでは軸力 N が材軸方向に一定としているので、(4.25) 式の軸力増分 \dot{N} と曲率増分 $\dot{\kappa}_i$ を未知数とする連立方程式が得られる。与えられた軸方向変位増分 $\dot{\Delta l}$ に対して未知に数を求める。(4.18) 式に非線形項が含まれているので、ここでは、所定の精度の解が得られるまで繰り返し計算を行っている。但し座屈の前後で、解が収束し難い場合や、軸方向変位増分の逆転が生じる場合には、(4.24) 式と (4.19) 式の $i=5$ の場合を入れ換えて解析を行っている。即ち軸方向変位増分を与える代わりに材中央部のたわみ増分を与えて解析を行う。なおある要素の応力状態が変化する場合、非線形性が高い場合もあり、比例配分で増分を調整出来ないので、(4.20) 式の代わりに応力状態が変化する要素のひずみ増分を与える式を用いて解析を行っている。

4.3.2. 解析結果

矩形断面材に対する単調圧縮加力時の軸力－軸方向変位関係を Fig.4.48 に示す。細長比が小さい材では降伏応力で座屈し、比較的ゆるやかに耐力が低下するのに対し、中程度の細長比の材では、ほぼ降伏応力で座屈が生じ、急激に耐力が低下する。この時軸力低下がいちじるしいと、図心位置でのひずみのもどりが生じる部分が多く、全体として軸方向変位がもどる場合がある。細長比が大きくなると、座屈荷重が小さいため、圧縮抵抗は小さくなり、座屈後の耐力低下はそれほど著しくはない。グラフの中で勾配が急変する点があるのは、ある点要素にひずみのもどりが生じ、図心位置での塑性ひずみの進行が遅くなるか、止まるためである。これは5点モデルでは Fig.4.50 に示すように、軸力が低下している際、全ての点要素が降伏すると、降伏の瞬間に、降伏状態に応じていずれかの点要素にひずみのもどりが生じ、その要素が弾性応力状態にもどるからである。この傾向は点要素の数を増加させれば、徐々に生じることになり、剛性の急変は緩和されるものと考えられる。Fig.4.49 にH形鋼弱軸曲げに対応する第3点の面積が他点の面積の3倍 ($k=3$) の場合と矩形断面 ($k=1$) の場合の比較を示す。同じ細長比の場合でも、断面の形状が異なると、座屈後の挙動が異なり、復元力を数式モデル化する際には注意が必要である。Fig.4.51 に細長比、軸方向変位により異なる材の降伏域の変化を示す。材の細長比が小さい場合は、降伏域が材長方向に大きく生じており、図心位置での塑性域も大きく、材は大きな塑性縮みを受けていることがわかる。細長比が大きい場合は、座屈後、耐力が低下すると降伏域は材中央部に限定され、図心位置は弾性状態であるため、塑性的な回転変形により軸方向変位が進行していることがわかる。

Fig.4.52 に材中央位置の曲げ圧縮側要素と、曲げ引っ張り側要素位置におけるひずみと、全体的な軸方向変位の関係を示す。断面を5点モデルに仮定しているため、各要素に降伏が生じる毎に勾配に若干の変化があるが、曲げ圧縮側でのひずみ変化をみると、中程度以下の細長比の材 ($\sqrt{\sigma_y/\sigma_e} = \bar{\lambda} < 1.2$) の場合、座屈後比較的初期の段階で ($\Delta l_y/\Delta l_y \leq 2.0$)、細長比にかかわらず同程度のひずみの大きさを示し、軸方向変位のわずかな増大に対して急速に圧縮ひずみが進展している。一方細長比が大きくなると、座屈後のひずみの進行は比較的緩やかである。変形が大きくなると、細長比が小さい場合は、圧縮ひずみがかなり大きくなっていくのに対して、細長比が大きくなると、それほどひずみは増大しないことがわかる。大変形域において、細長比の変化に伴う曲げ圧縮側要素

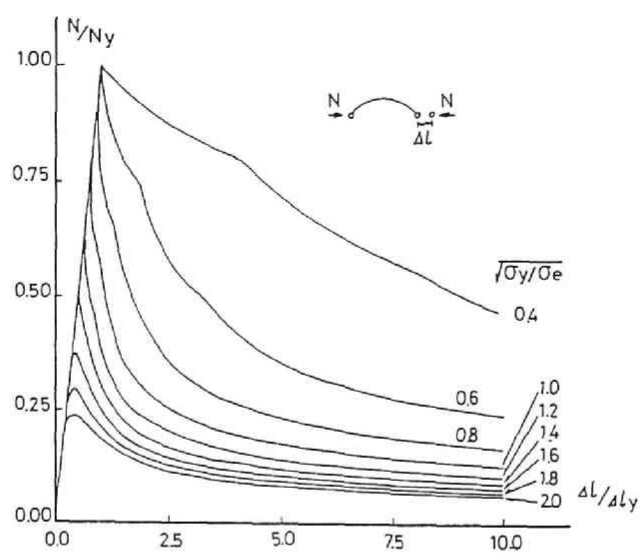


Fig.4.48 Axial Load-Deformation Relationship

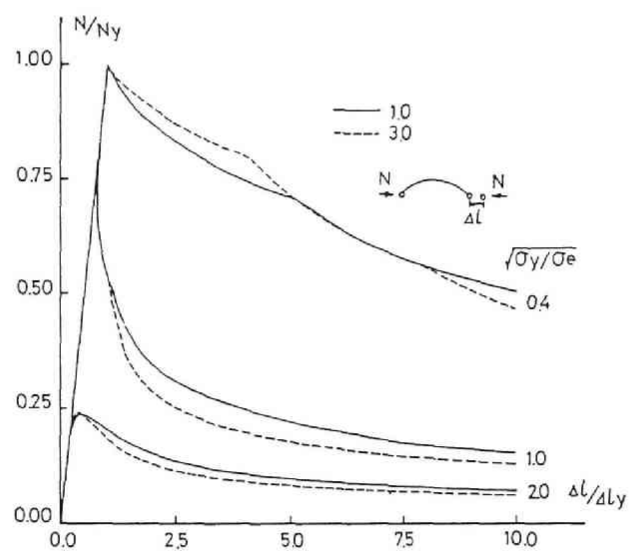


Fig.4.49 Axial Load-Deformation Relationship

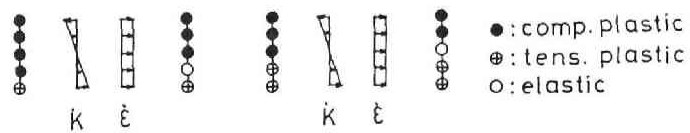


Fig. 4.50 Yield Pattern

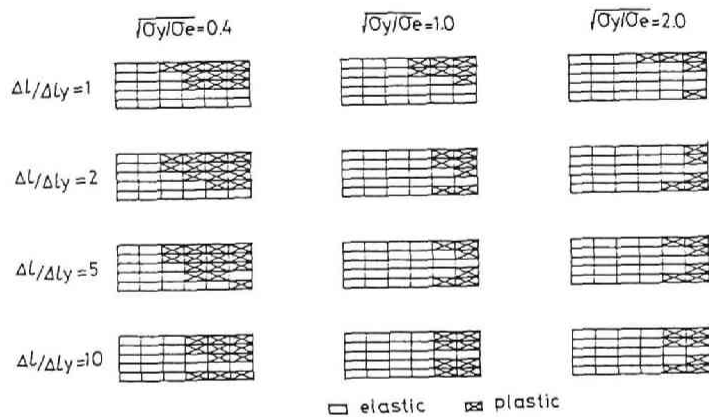


Fig. 4.51 Yield Pattern

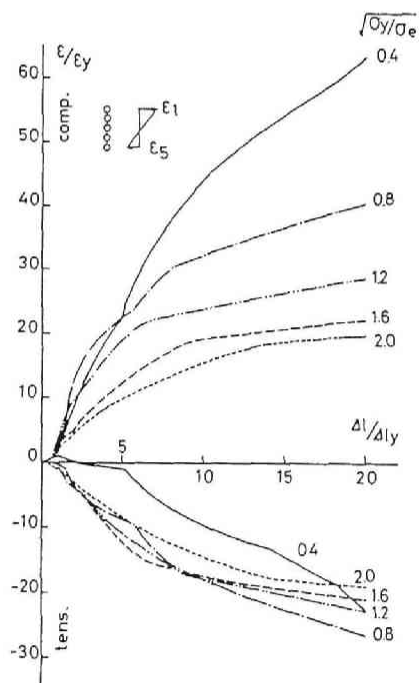


Fig. 4.52 Strain History (Center of Bracing)

のひずみの変化は、中程度以下の細長比の場合に著しく、細長比が小さくなるに従って大きく進展することがわかる。一方曲げ引っ張り側要素のひずみは、細長比が小さい $\bar{\lambda} = 0.4$ の場合以外はあまり差がなく、変形が増大するに従って、細長比の小さい材ほど引っ張りひずみも大きくなることわかる。細長比の小さい $\bar{\lambda} = 0.4$ の場合は、変形の初期の段階では、図心位置でのひずみの進展が大きく、Fig.4.51の降伏パターンに示されるように、曲げ引っ張り側は、弾性域に留まるため、引っ張りひずみは小さい値を示す。しかし、変形の増大と共に引っ張り降伏が生じ、その後は急速にひずみが増大する。一般に圧縮ひずみの大きさは、引っ張りひずみの大きさに比較して大きく、細長比が小さいほど両者の差は大きくなっている。

次に定変位振巾交番繰返し加力時の挙動について考える。解析例は全て矩形断面($k=1$)を対象としている。Figs.4.53,4.54に無次元化された細長比 $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e} = \lambda/\pi \sqrt{\epsilon_y}$ が0.5, 1.0, 1.5, 2.0,の4種の材についての軸力-軸方向変位関係を示す。 σ_e はオイラーの座屈応力である。変位振巾 $\Delta 1/\Delta 1_y$ は5.0と2.5の2種である。図では圧縮軸力、圧縮変位を正としている。図より第1サイクル引張側での強度は全て降伏軸力を越えており、材はほぼ真直な状態になっていることがわかる。第2サイクル以降、圧縮耐力は材料のバウシンガー効果により、それほど大きな耐力を示さず、最大耐力以降の耐力の低下は全ての場合で緩やかとなる。サイクル数の増大とともに最大耐力は徐々に低下していく。引張側ではサイクル数の増大とともに耐力は低下していき、伸び剛性も非常に小さくなっていく。これは圧縮加力時には材の塑性縮みはあまり生じず、主としてたわみによる軸方向変位が生じているのに対し、引張側では図心位置での塑性伸びが生じており、繰返し载荷回数の増加とともに材は長くなっていき、残留たわみが増大していくためである。この傾向は、細長比が大きいほど、また変位振巾が大きいほど大きくなっている。

Fig.4.55に変位振巾 $\Delta 1/\Delta 1_y = 5.0$ の場合の筋違中央断面の応力の軌跡を示す。圧縮時には、繰返しサイクル数の増大とともに残留曲げ変形が大きくなっているため、軸力成分に比して曲げモーメント成分が大きくなっていく。最大耐力以降は、サイクル数の増大とともに前サイクルの軌跡よりやや外側に出る程度である。引張側では、曲げモーメントが反転する軸力は細長比が小さいほど高く、反転後の軌跡は細長比が大きい場合、ほぼ前サイクルと同じであるが、細長比が小さくなると前サイクルよりも外側に拡大していく。Fig.4.56は比較のために材の断面を3点モデルおよび2点モデルに仮定して

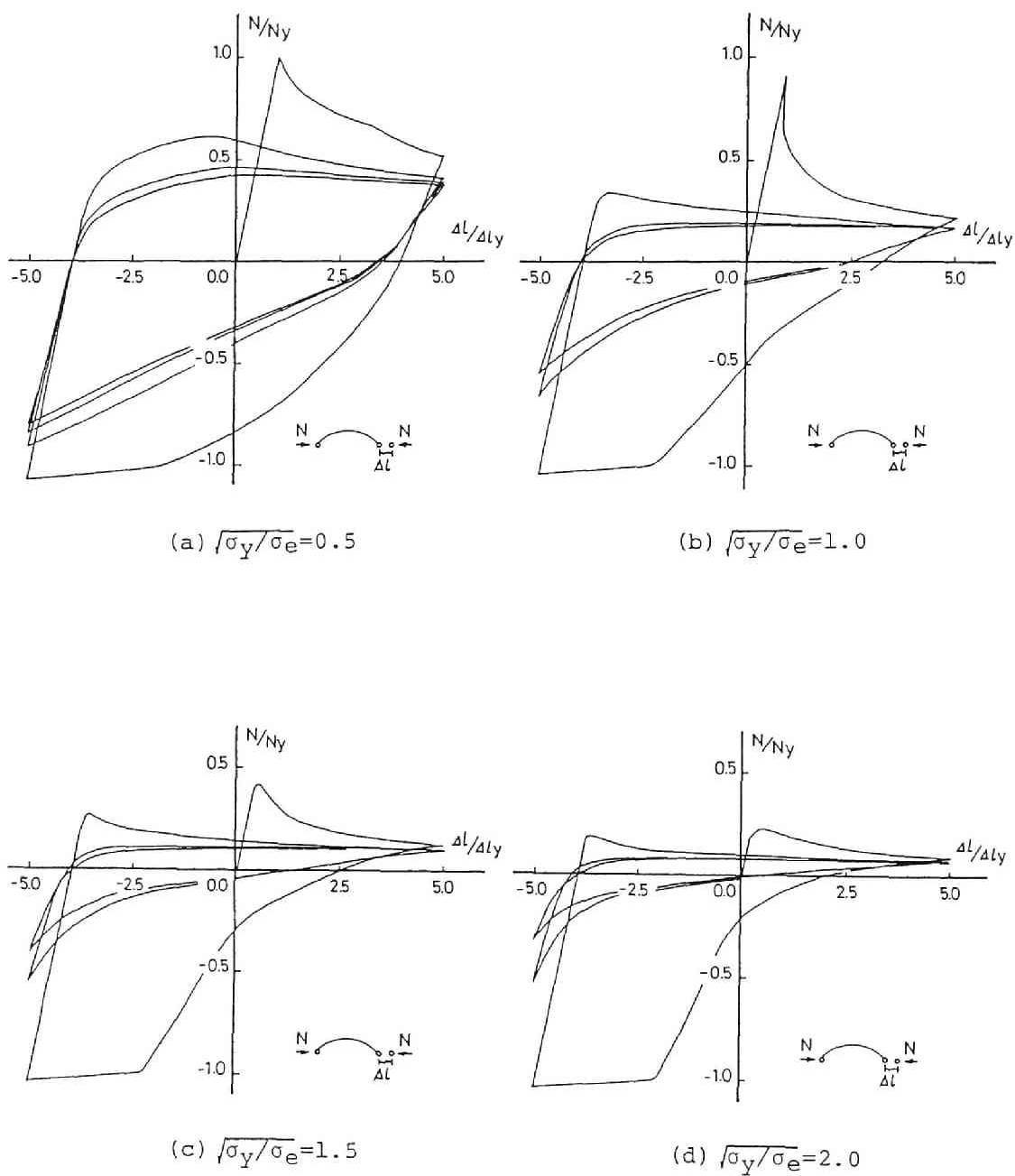
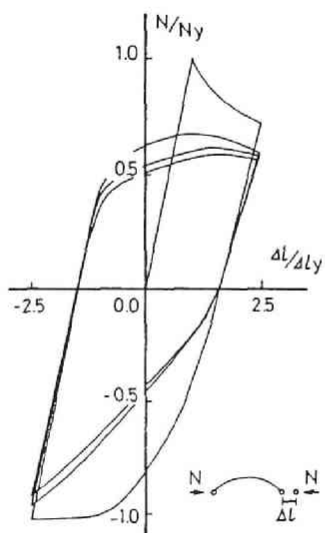
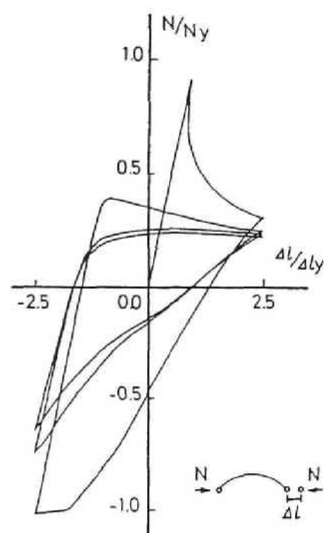


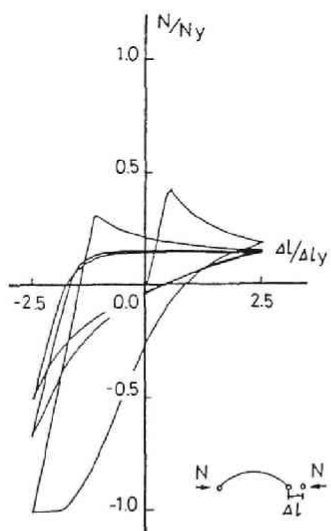
Fig.4.53 Axial Load-Deformation Relationship



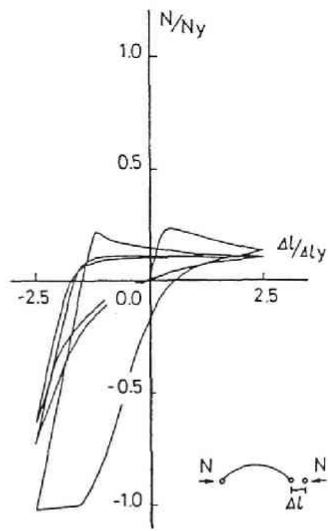
(a) $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=0.5$



(b) $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=1.0$



(c) $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=1.5$



(d) $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=2.0$

Fig.4.54 Axial Load-Deformation Relationship

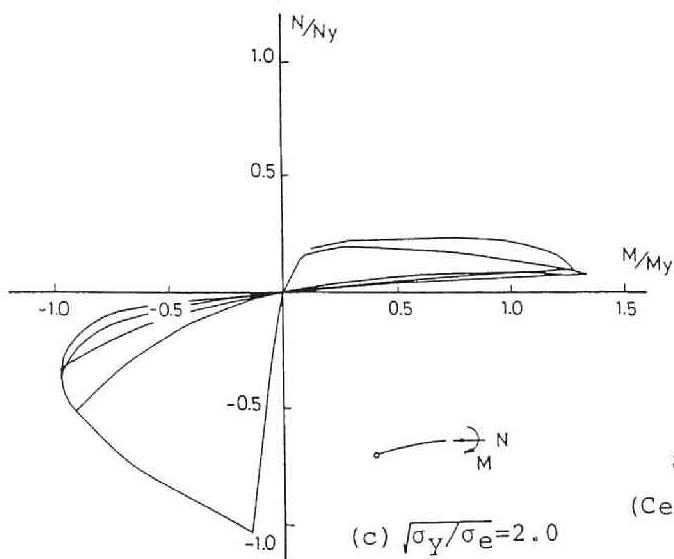
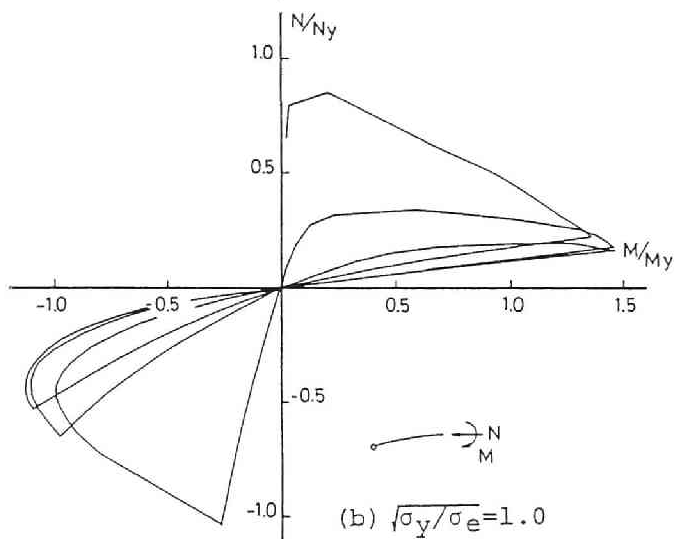
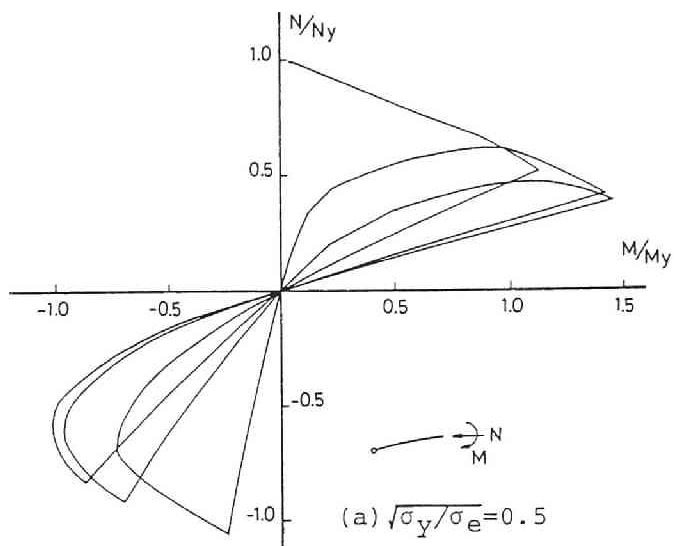
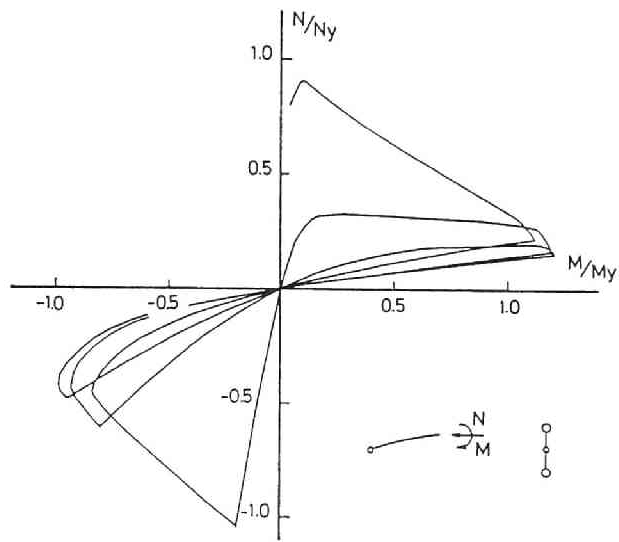
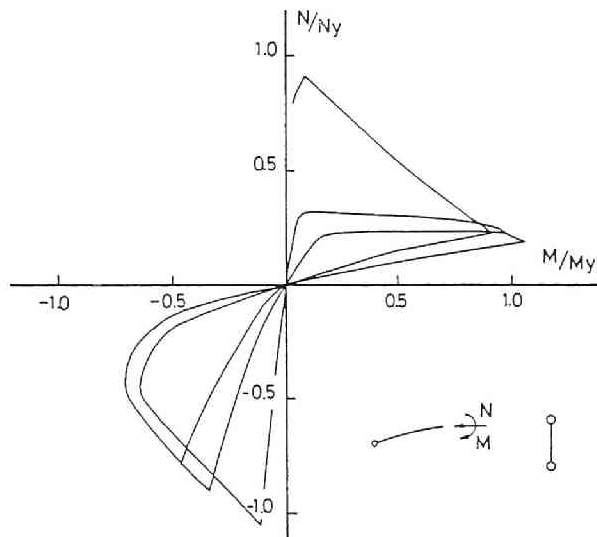


Fig. 4.55
Stress History
(Center of Bracing)



(a) 3-Points Model, $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=1.0$



(b) 2-Points Model, $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=1.0$

Fig.4.56 Stress History (Center of Bracing)

求めた場合の結果である。断面のモデル化は全塑性モーメントが一致するように行っている。材中央断面の応力の軌跡の塑性域部分は、それぞれの断面の降伏曲面にほぼ沿って動いていることがわかる。2点モデルでは、上下フランジが同時に降伏することがなく、引っ張り側でのたわみの回復が大きいため、5点、3点モデルと異なり、引っ張り側での軸力の低下が少なくなっている。

Fig.4.57 に変位振巾 $\Delta l/\Delta l_y = 5.0$ の場合について、载荷回数 $W = 1 \sim 5$ の所定変位時の降伏状態を示す。第1サイクル引張側 ($W=2$) では、材中央部を除いて、いずれの場合もほぼ全域で降伏が生じている。第2サイクル以降、圧縮側では材の伸び変形に伴ってたわみが増大していくため、第1サイクル時に比して降伏領域は拡大する。引張側では、たわみが残留し、耐力が低下していくため、降伏域は材の中央部近傍にのみ生じ、細長比が大きくなるほど、塑性領域も少なくなっている。図心位置の塑性域をみると、細長比が小さければ圧縮時も引張時もある程度の長さにならって降伏域が生じており、塑性伸縮が生じているのに対し、細長比が大きくなると、圧縮加力時は全て弾性であ

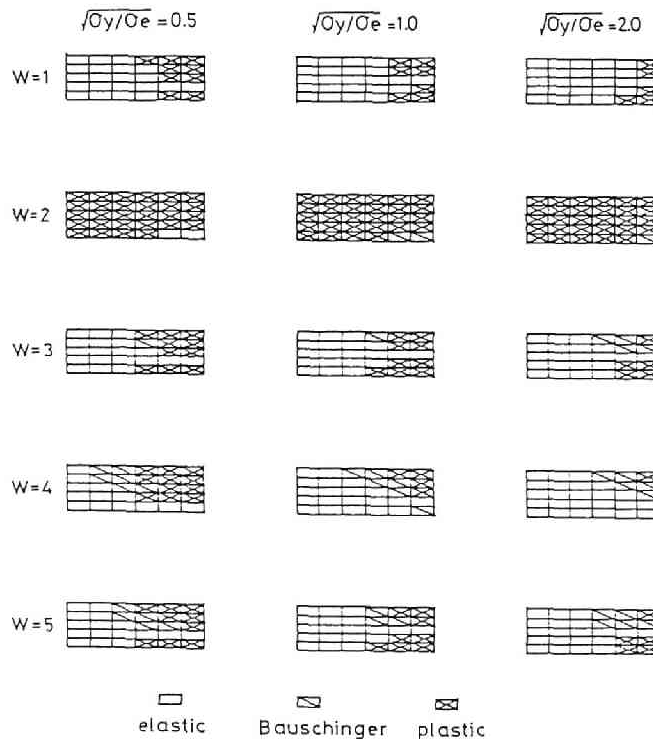


Fig.4.57 Yield Pattern

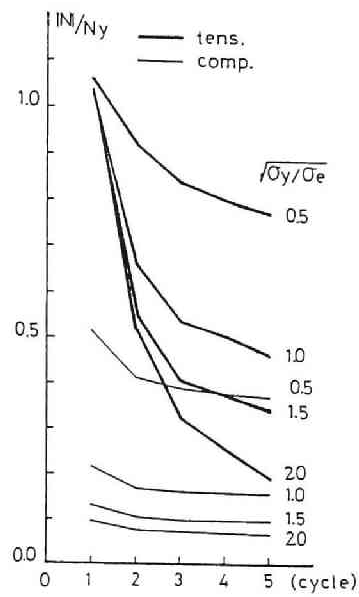


Fig.4.58 Variation of Axial Strength
(5-Points Model)

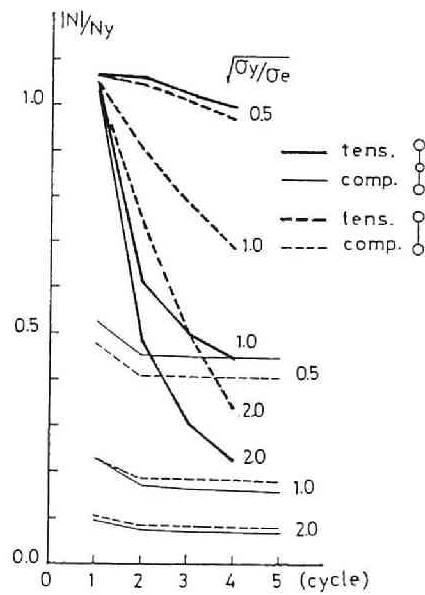


Fig.4.59 Variation of Axial Strength
(3-Points and 2-Points Model)

り、引張加力時には材中央近傍で塑性域が存在し、材が長くなっていくことを示している。

Fig.4.58 に変位振巾 $\Delta l/\Delta l_y = 5$ の場合の所定変位時の圧縮耐力および引張耐力と繰返しサイクル数の関係を示す。圧縮、引張耐力ともサイクル数の増大とともに低下していくが、圧縮時では2サイクル以降それほど変化がないのに対し、引張側では低下の割合が大きくなっている。この傾向は細長比が大きいほど大きくなっている。Fig.4.59は比較のために断面を2点および3点モデルに仮定して求めた結果である。モデル点の数により若干結果は異なる。圧縮側ではそれほど差異は認められないが、引張り側では点要素の数により異なった結果となっている。これは Figs.4.55,56 に示したように、点要素の数により引張り、圧縮時の塑性域の分布が異なるため、伸縮変形のうち曲げ変形成分と軸ひずみ成分の割合が異なることにより生じる現象であり、荷重-変位関係のループの形が本質的に異なるということではない。

Fig.4.60 に所定変位時 ($\Delta l/\Delta l_y = 5.0$) の材の中央たわみ δ と、材中央部の曲率 κ の関係を示す。大きな値を示しているのが圧縮時、小さい値を示しているのが引張時である。圧縮、引張時ともに、細長比が大きくなるほど中央部のたわみは大きくなり、曲率は小さくなる。引張時のたわみと曲率の関係は、圧縮時のたわみと曲率の関係とは異なる傾向にある。即ち圧縮時に比して引張時は、たわみが減少している程に曲率は減少していないことを示している。これは実験でも認められていることであるが、Fig.4.47 に示すように、たわみは小さくなっているが材中央部の曲率のみが大きく残留していることを示している。

Fig.4.61 に変位振巾 $\Delta l/\Delta l_y = 5$ と10の場合について、材中央の外側点要素 (1, 5 点) のひずみ履歴を示す。変位振巾 $\Delta l/\Delta l_y = 5$ の場合は (a)図に示すように、座屈時の曲げ引張り側要素(5点)のひずみ履歴は細長比の変化によりそれほど変化してい

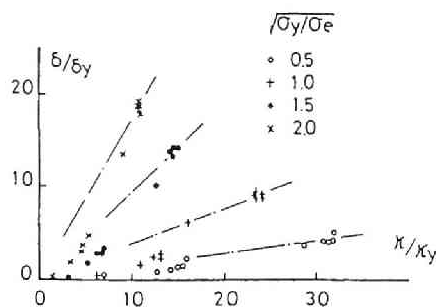
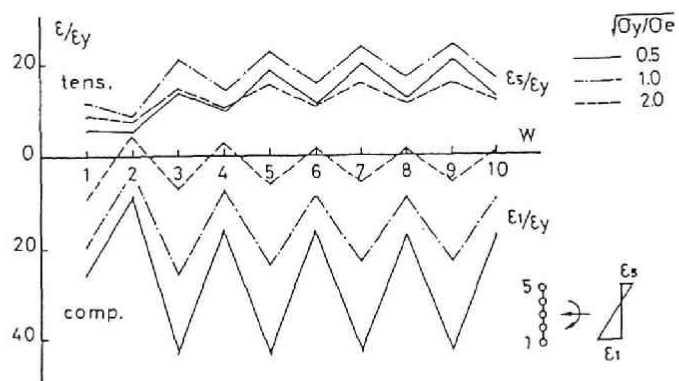
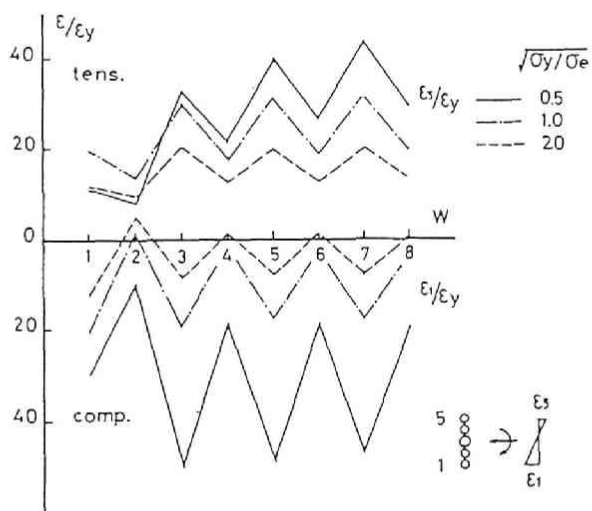


Fig.4.60 Curvature-Central Deflection Relationship

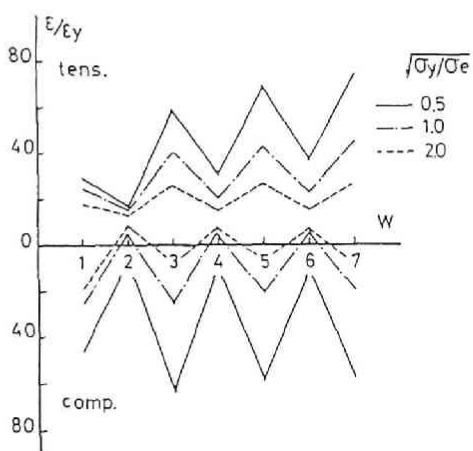
ないが、曲げ圧縮側要素(1点)のひずみ履歴は細長比の変化により大きく異なり、細長比が小さい場合は、極めて大きな圧縮ひずみを示し、ひずみの変動巾も大きいのに対し、細長比が大きくなると、圧縮ひずみは小さくも、変動巾も小さくなっている。変位振巾 $\Delta l/\Delta l_y=10$ の場合は、(c)図に示すように、曲げ圧縮側では、細長比が小さいほどひずみが大きい、ひずみの最大値は、変位振巾が(a)図の場合に比して2倍になっているにもかかわらず、 $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}$ が0.5の場合で1.5倍、1.0、2.0の場合では1.1~1.2倍に増加しているにすぎない。(注：(c)図の縦軸はスケールが半分となっている。)但しひずみの変動巾は大きくなっている。一方曲げ引っ張り側要素のひずみは、細長比が大きいほど大きな値を示すようになり、ひずみの変動巾も大きくなっている。以上は5点モデルの断面積比が全て1の場合であり、矩形断面材に対応している。H型断面筋違が弱軸回りの曲げ座屈によりたわみ変形が生じる場合を考えると、断面中央部の点要素の面積比が大きくなる。(b)図には、断面中央部要素の断面積が他の要素に比して3倍($k=3$)の場合の結果を示している($\Delta l/\Delta l_y=5$)。(a)図の $k=1$ の場合と比較すれば、曲げ圧縮側のひずみはそれほど大きな差がないが、曲げ引っ張り側のひずみは $k=3$ の場合の方が大きくなっている。特に細長比が小さい $\sqrt{\sigma_y/\sigma_e}=0.5$ の場合の引っ張りひずみは大きな値を示している。これは部材要素の降伏曲面の形と関係しており、 $k=3$ の場合は、引っ張り時、圧縮時ともに図心位置で塑性ひずみがあり生じず、曲げ変形が卓越するのに対して、 $k=1$ の場合は、図心位置での塑性ひずみがある程度大きいことに対応している。一般に、一定軸方向変位振巾交番繰り返し軸力を受ける筋違材の中央部要素におけるひずみ履歴をみると、曲げ圧縮側のひずみ変動は、第2サイクル以降ほぼ定常状態になっているのに対し、曲げ引っ張り側でのひずみは徐々に増大していく。細長比が大きい場合は、曲げ引っ張り側のひずみが、曲げ圧縮側のひずみに対して常に大きいのに対して、細長比が小さくなると、断面形、変位振巾により異なり、曲げ圧縮側要素のひずみの方が大きくなる場合もある。これらのひずみ履歴と部材の構成板要素の性質を考慮すれば、筋違材が局部座屈により劣化するか、低サイクル疲労亀裂により破断するかを類推することが可能であると思われる。



(a) $\epsilon/\epsilon_y = 5.0$, $k = 1.0$



(b) $\epsilon/\epsilon_y = 5.0$, $k = 3.0$



(c) $\epsilon/\epsilon_y = 10.0$, $k = 1.0$

Fig.4.61 Strain History (Center of Bracing)

4.3.3. 矩形断面筋違材の実験

単一筋違材の挙動に関する実験方法としては、両端ピン支持として行うのが最も基本である[4.35]。剛節筋違で骨組との変形の連続性が問題になるときは、筋違付骨組として実験を行うか、ある種のメカニズムに組み込んで実験が行われている[4.54,4.55]。

ここでは筆者等が行った筋違材としては初期の実験結果について報告する[4.56]。

加力装置は Fig.4.62 に示すように、単純ばりの中央部下端にニードルベアリングを挿入し、上端に供試体を取り付ける。中央に2点集中加力を行うと、供試体には、Fig.4.63 に示すような軸方向変位 Δl と材端に回転角が与えられる。繰返し载荷は、载荷点を移動させて行う。供試体は Fig.4.64 に示すようなもので、板厚 12mm の材質 S41 の鋼板より切削加工により製作した。材長を座屈長さの2倍と考えたときの供試体の細長比は $\lambda=50$ と100の2種類である。断面は材せい 9mm、材巾 12mm の矩形で、構面内に座屈するようになっている。材料の引張試験結果をTable 4.4 に示す。材の軸方向変位及び中央たわみをダイヤルゲージにより、ひずみ分布を電気抵抗線ひずみゲージにより計測している。一定軸方向変位振巾交番繰返し载荷の実験結果について以下に示す。実験は载荷装置の関係で大変形域は不可能なので、比較的小さい変位振巾を選んでいる。

軸力-軸方向変位関係について、細長比 $\lambda=50$ の場合を Fig.4.65 に、 $\lambda=100$ の場合を Fig.4.66 に示す。実験は実線、解析は破線で示してある。解析はここでは断面として3点モデル、材料の応力-ひずみ関係としてI-Kモデルを選んでいる。矩形断面材を用い、比較的小さい変位振巾の実験であるため、低サイクル疲労亀裂は発生せず、不安定性は材の全体座屈のみにより生じると考えられる。

実験値と解析値は良い一致を示しており、変位振巾が小さければ全体的な変形挙動は3点モデルで充分追跡出来るものと思われる。詳細にみれば、解析値は第2サイクル以降ほぼ定常状態になるのに対して実験値では耐力が徐々に低下していく。これは点要素数の少ない3点モデルによるもので、材の降伏域の進展と関係しており、断面のモデル点数を増加させれば定常状態にならず、徐々に耐力を劣化させる結果が得られる。

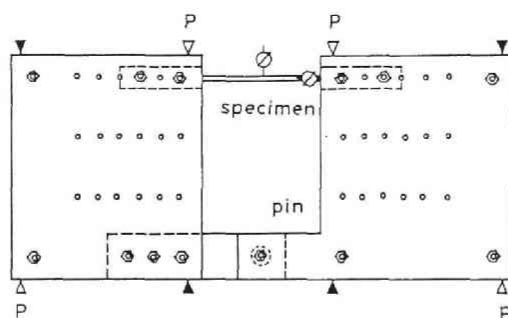


Fig.4.62 Loading and Measuring System

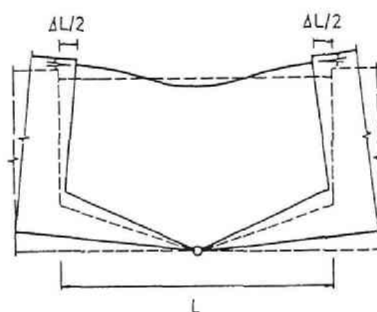


Fig.4.63 Deformation Mode

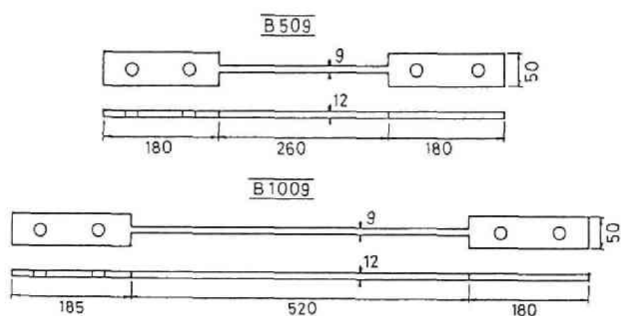
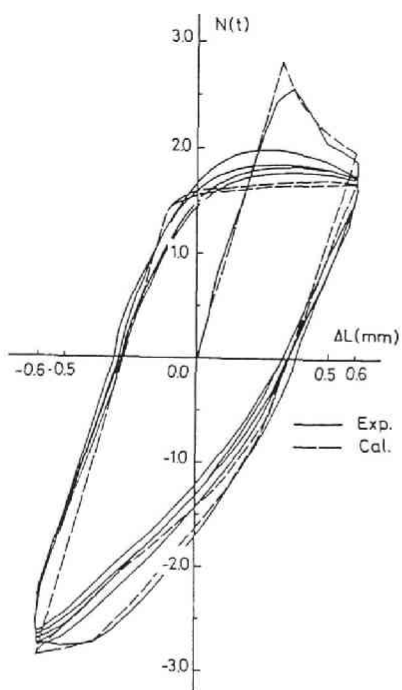


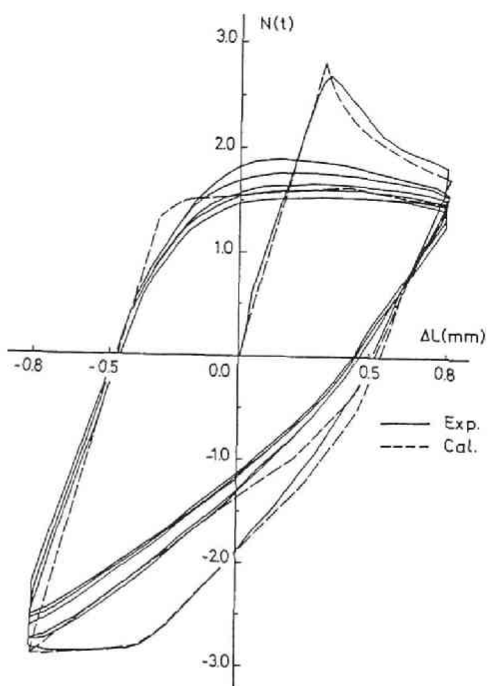
Fig.4.64 Specimen

Table 4.4 Material Property

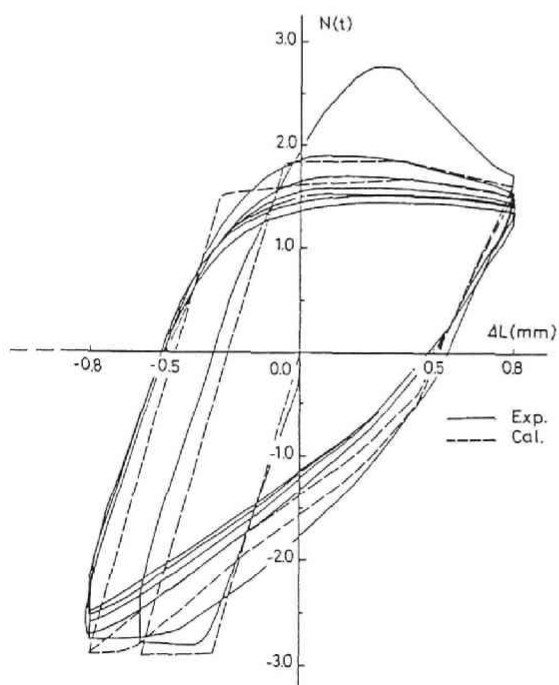
Material	σ_y (t/cm ²)	σ_b (t/cm ²)
SS41	2.80	4.75



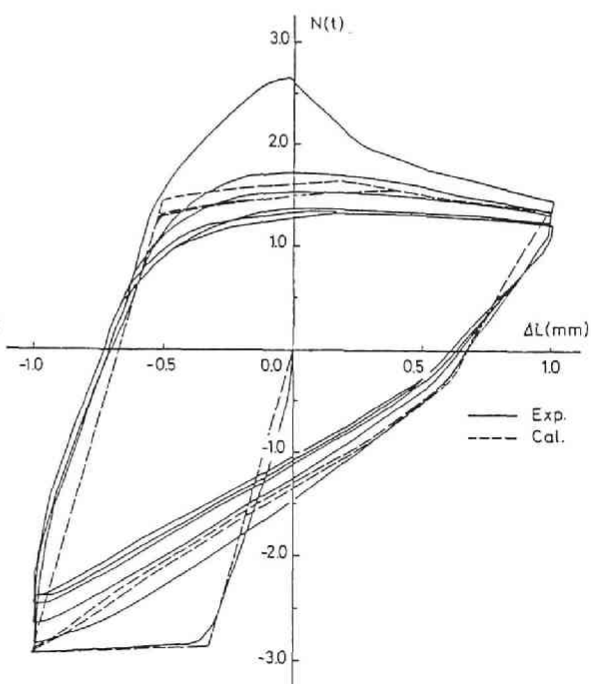
(a) $\Delta L=0.6\text{mm}$



(b) $\Delta L=0.8\text{mm}$

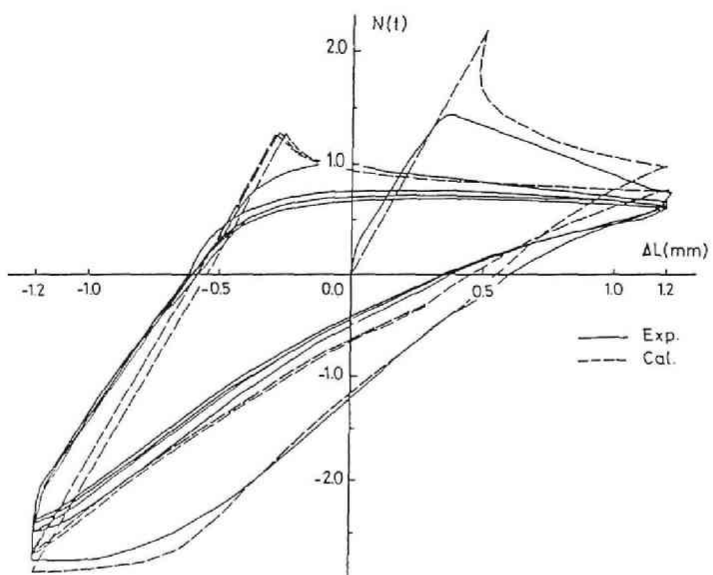


(c) $\Delta L=0.8\text{mm}$

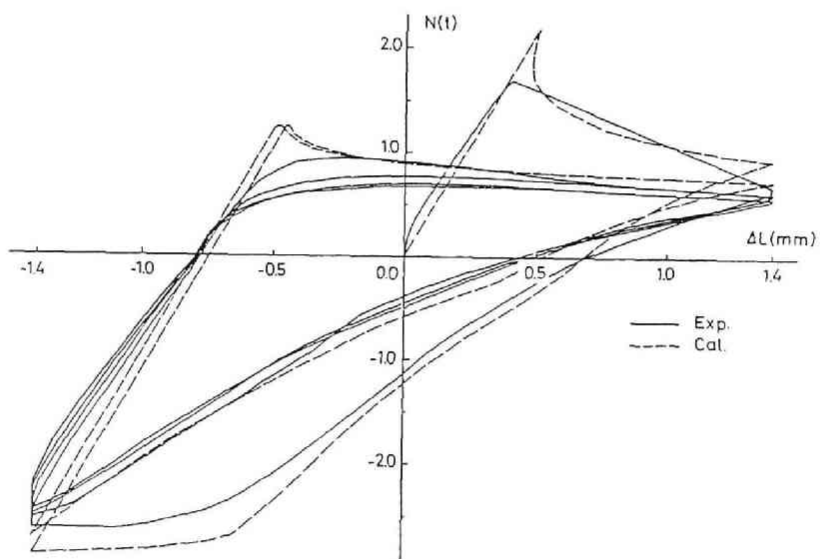


(d) $\Delta L=1.0\text{mm}$

Fig.4.65 Axial Load-Deformation Relationship ($\lambda=50$)



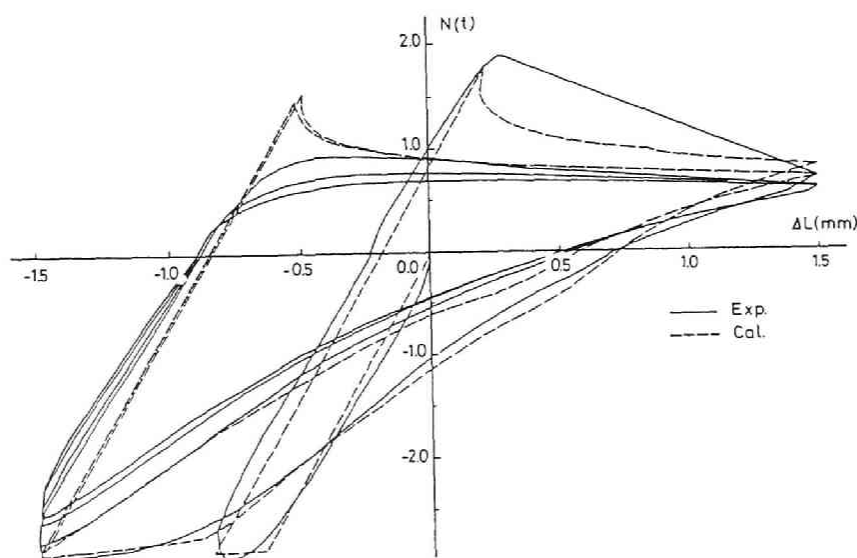
(a) $\Delta L = 1.0$ mm



(b) $\Delta L = 1.4$ mm

Fig.4.67 に繰返し载荷回数と中央たわみ δ の関係を示す。○印は実験値、●印は解析値である。上述の断面を3点モデルに仮定した場合は、第2サイクル以降定常状態になるので、ここでは5点モデルによる結果を示す。(a)図は細長比50の場合、(b)図は細長比100の場合である。実験値と解析値はほぼ一致しており、圧縮側、引張側とともにサイクル数の増大とともに中央たわみが徐々に増加していく。たわみの増大の割合は、変位振幅が大きいほど大きい。 $\lambda=100$ の材で引張側のたわみがいずれも実験値の方が大きくなっており、この原因については不明である。

以上のように矩形断面筋違材で比較的変位振幅が小さい場合の全体的な軸力-軸方向変位関係については、断面を3点モデルに仮定し、材料の応力-ひずみ関係にバウシinger効果と繰返し硬化を考慮したI-Kモデルを用いれば、ほぼ筋違の変形状を追跡することが可能であることが示された。



(c) $\Delta L=1.5\text{mm}$

Fig.4.66 Axial Load-Deformation Relationship ($\lambda=100$)

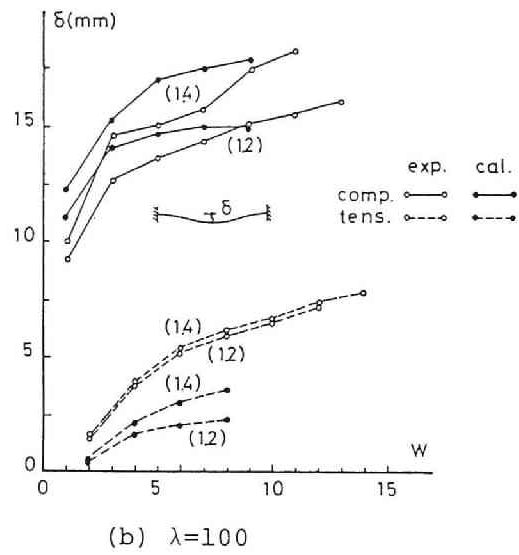
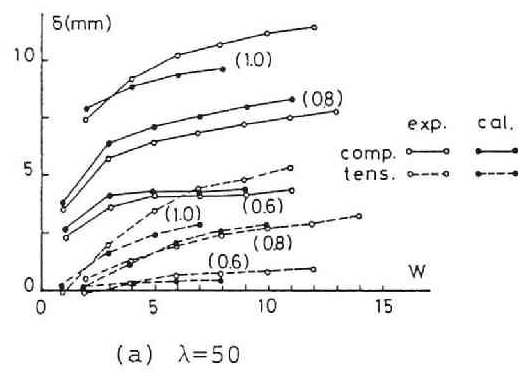


Fig.4.67 Variation of Central Deflection

4. 3. 4. H形断面筋違材の実験

単調および繰り返し軸力を受ける筋違材の変形のメカニズムはほぼ解明されているが、崩壊性状に関しては種々の要因があり、まだ未解明の部分が多い。形鋼を用いた筋違材の崩壊の原因は、1つは接合部の破壊によるものであり、他の1つは、構成板要素の局部座屈による劣化および繰り返し加力に伴う低サイクル疲労破壊であると考えられる。前者については、多数の実験的研究が行われているが[5.24]、後者に注目した研究は少ない[4.55,4.57,4.60]。

本論では、H形断面筋違材が弱軸に関する曲げ座屈変形する場合について、材の細長比、フランジ板要素の巾厚比を変化させることにより、その変形挙動、崩壊性状がどのように変化するかを検討しようとするものである。供試体は Fig.4.68 に示すように、鋼板を溶接により組み立てた溶接H形鋼(H-100x50)であり、材の両端に載荷用のガセットプレート(PL-12)を隅肉溶接したものである。断面形は Table 4.5に示すように、フランジ板厚を 3.2mm, 4.5mm と変化させた2種類であり($b/t_f=7.8, 5.6$) いずれも巾厚比は日本建築学会塑性設計指針の制限値を満足した小さな値である。材の細長比は、両端を固定とし、座屈長さを材長の半分とした場合、 $\lambda=30, 60, 90$ の3種類とした。

材質はすべて SS41 材であり、引っ張り試験結果を Table 4.6に示す。実験装置の概要を Fig.4.69 に示す。供試体の材端は、一端は剛なブロックに固定され、他端はローラーを介して一方向にのみ移動可能な載荷用ブロックに固定されている。載荷は油圧ジャッキにより行い、軸方向変形および材中央のたわみを変位計により計測した。

Fig.4.70に単調圧縮加力時の軸力と軸方向変形の関係を示す。縦軸は材の降伏軸力で、横軸は材長で除してそれぞれ無次元化している。実線はフランジの巾厚比の小さな板厚 4.5mmの場合、破線は板厚 3.2mmの場合である。細長比 λ が小さい場合は、降伏後やや変形した後、耐力が低下するが、 λ が大きくなると、最大耐力後ただちに低下する。急激な耐力低下が生じた後緩やかに耐力を低下させながら変形が進行するが、このときの抵抗は、細長比が小さい $\lambda=30$ の場合は比較的大きく、 $\lambda=60, 90$ の場合は、小さな値を示す。フランジ板厚 3.2mmの場合、まず材中央部、続いて材端部の曲げ圧縮側フランジに局部座屈が生じる。局部座屈が生じる時点は細長比にかかわらずほぼ一定で、平均ひずみが 0.3~0.5 %となっている。一方フランジ板厚 4.5mmの場合は、 $\lambda=30$ の場合のみ板厚の薄い場合と同様のモードの局部座屈が生じたが、 $\lambda=60, 90$ の場合は、曲げ

圧縮側フランジが広範囲にわたって面外にたわみ、この変形が大きくなった時点で、局所的な局部座屈変形に移行した。 $\lambda=90$ の場合は、この変形はそれほど顕著ではない。これは前節で求めた材の座屈変形に伴う曲げ圧縮側部分のひずみが、細長比が中程度以下の場合、座屈変形の初期の時点では細長比にかかわらずほぼ等しく、この時点で局部座屈が生じるひずみに達すれば、細長比にかかわらずほぼ同一の平均軸方向ひずみ時に局部座屈を生じるが、巾厚比が小さく、局部座屈時のひずみが大きい場合は、細長比が小さい材ほど圧縮ひずみの進展が大きく、局部座屈が生じる可能性が高いことと対応している。実験はいずれも軸方向変形が材長の約 1/10 になるまで加力を行っているが、曲げ引張り側フランジに亀裂が生じたのは、フランジ板厚 4.5mm、細長比 30 の材のみである。

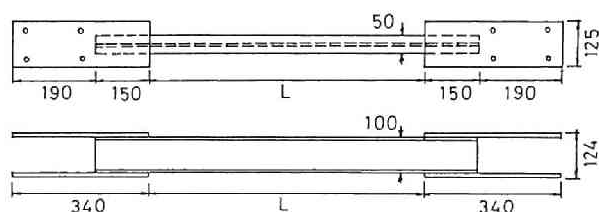


Fig.4.68 Specimen

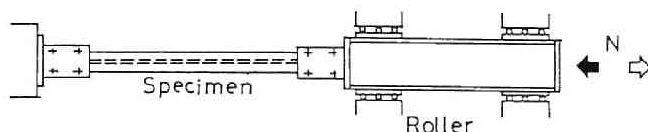


Fig.4.69 Loading System

Table 4.5 Specimen

	l (cm)			b/tf	d/tw
	$\lambda=30$	$\lambda=60$	$\lambda=90$		
H-100x50x3.2x3.2	67.0	123.3	183.6	7.8	31.3
H-100x50x3.2x4.5	63.7	123.8	183.6	5.6	31.3

Table 4.6 Material Properties

	σ_y	σ_b
PL.3.2	2.17	3.52
PL.4.5	3.03	4.52

σ_y :yield stress(t/cm²)

σ_b :tensile strength(t/cm²)

実線と破線を比較すると、一般に巾厚比の大きな場合の方が耐力は小さくなっているが、細長比が小さい $\lambda=30$ の場合以外は、巾厚比の相違による耐力の変化はあまり顕著でない。これは細長比が小さい場合、全体的な座屈後の耐力低下がそれほど大きくなく、また圧縮ひずみの進展も大きく、局部座屈に伴う耐力低下が大きく現れるためであると思われる。

Figs.4.71,4.73 に漸増変位振巾交番繰り返し载荷時の軸力-軸方向変位関係を示す。载荷は平均的な軸ひずみを0.2%ピッチで増加させ、各変位振巾で3サイクルずつ载荷を行うという方法によった。但し変位振巾の値($\Delta L/L$)が1%を越えると漸増変位のピッチを0.5%に増加させている。ループの形状は細長比により異なり、細長比が小さいほど全体的に圧縮、引っ張り側ともに抵抗が大きく、ループの面積も大きいのに対して、細長比が大きくなると、圧縮側の耐力は小さくなり、スリッパ形のループとなる。

Figs.4.72,4.74 に解析による軸力-軸方向変位関係を示す。Figs.4.71,4.73 と比較すれば、全体的な挙動は一致しているが、変位振巾が大きくなるに従って、実験値の方は局部座屈、亀裂が生じるためループが細くなっている。Figs.4.75,4.76 に各サイクルの所定変形時の軸力と繰り返しサイクル数の関係を示す。○印は実験値を、×印は計算値を示す。耐力の推移をみると、フランジ板要素の巾厚比による相違はあまり認められず、細長比により大きく異なることがわかる。細長比の小さい $\lambda=30$ の場合は、ひずみ振巾の小さい領域で圧縮側の耐力劣化の割合は小さく、サイクル数の増加とともに徐々に劣化していく。平均ひずみが0.6~0.8%でほぼ降伏軸力の3.5~4.0割の値に達し、以降の耐力低下は極めてゆるやかになる。引っ張り側の耐力も、本実験の履歴では、ル

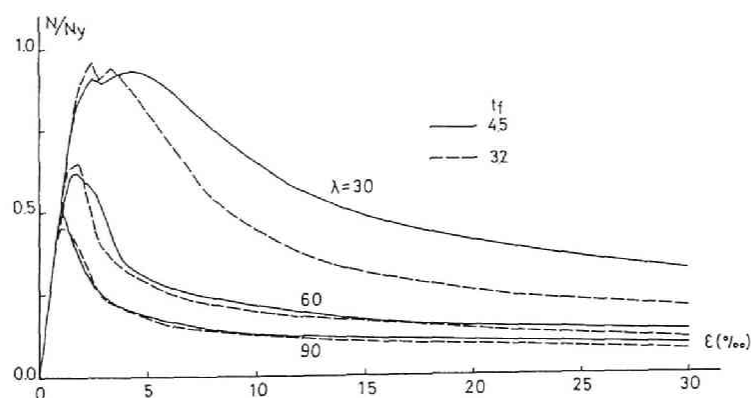


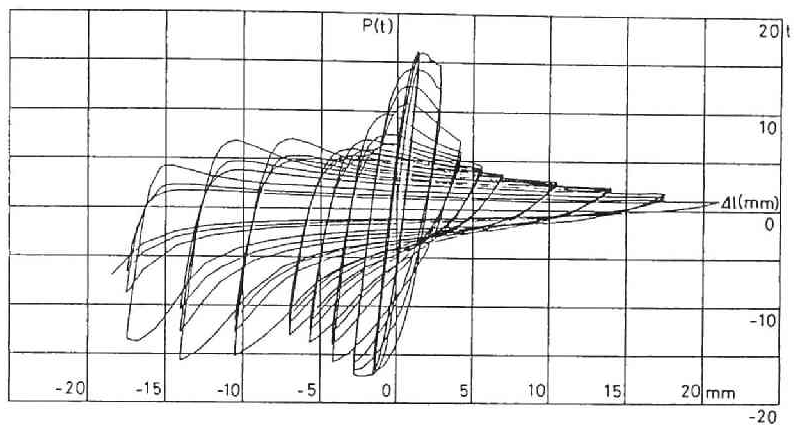
Fig.4.70 Axial Load-Deformation Relationship

ープの形状からも明らかなように、引っ張りで材が真直になることはなく、変位ピッチが増大すれば耐力はやや回復するが、降伏軸力に達することはない。 $\lambda=60$ の場合、圧縮側での耐力は、最初の全体的な座屈後著しく低下し、いずれの場合もひずみ制御出来なかったため、0.2%の変位振巾では1サイクルしか載荷していない。座屈後、耐力の劣化は著しく、第2サイクル目でほぼ降伏軸力の2.5~3.0割に達し、以降の耐力劣化は緩やかになる。引っ張り側では、変位振巾の小さい領域でほぼ降伏軸力の8割程度の値を示し、同一変位振巾での繰返しに伴う耐力劣化はそれほど急激でない。変位振巾のピッチを増大させると、引っ張り耐力は降伏軸力を越えるが、繰返しに伴う劣化は大きくなる。 $\lambda=90$ の場合、圧縮側では初期からあまり耐力は大きくなく、最初の変位振巾の3サイクル目でほぼ降伏軸力の1.7~2.0割になり、以降の劣化はゆるやかになる。引っ張り耐力は変位振巾が増加する毎に降伏軸力を越えるが、同一変位振巾での繰返しに伴う耐力の低下の割合は大きくなる。

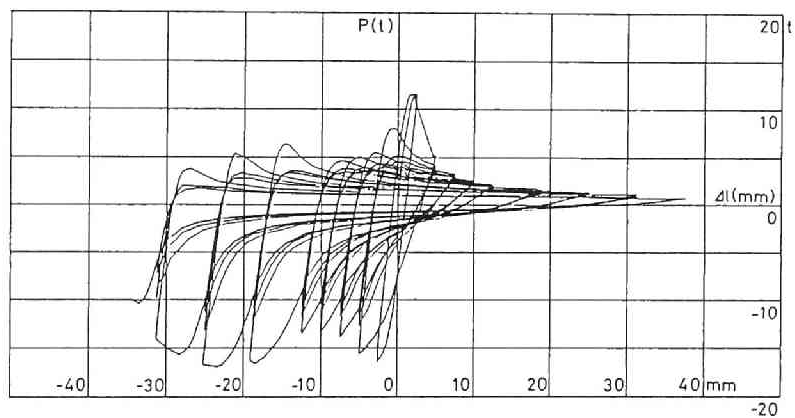
実験値と計算値はほぼ一致している。一般に実験値は計算値よりやや大きな値を示すが、 $\lambda=30$ の場合、フランジ板厚 3.2mmの材では、圧縮側で8サイクル、引っ張り側で13サイクル以降、フランジ板厚 4.5mmの材では、圧縮側で13サイクル、引っ張り側で21サイクル以降、実験値が計算値を下回るようになる。これはフランジ板厚 3.2mmの材では局部座屈変形の増大と、4.5mmの材ではフランジの亀裂発生と対応している。細長比が大きくなるに従って、耐力が計算値を下回るサイクル数は、破断サイクル数に近くなる。これは細長比が小さくなるに従って、本実験の載荷履歴では、破損の生じる箇所が多くなり、劣化が分散して進行していることと対応している。

Fig.4.77 にフランジ板厚 3.2mmの材の中央部分の曲げ圧縮側および曲げ引っ張り側要素のひずみ履歴の計算結果を示す。漸増変位振巾で変位振巾が増加した最初の正サイクルと負サイクル所定変位時のひずみをプロットしている。曲げ圧縮側要素の圧縮加力時のひずみは、細長比が大きいほど大きな値を示し、4サイクル目からはほぼ一定の値を示すようになる。変位振巾の増大に対しては、引っ張り加力時のひずみが増大し、ひずみの変動巾が大きくなる。このひずみの変動巾も細長比が小さい材ほど大きい。曲げ引っ張り側要素のひずみも、細長比が小さいほど大きく、変位振巾の増大とともに、ひずみの値も変動巾も増大していく。

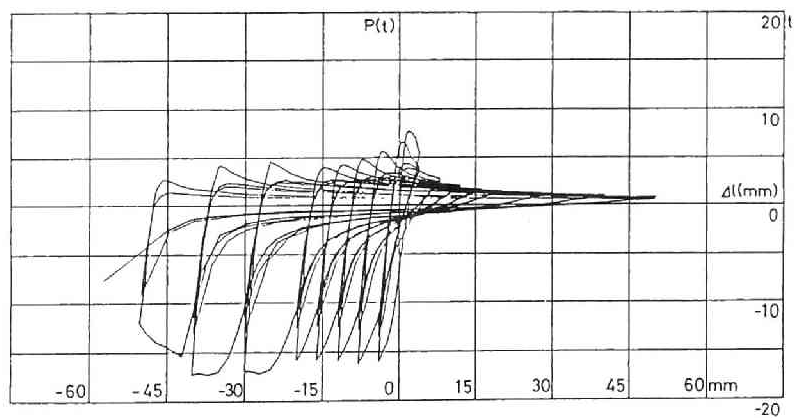
Figs.4.71,4.73 に示すように、本実験では、材の細長比、板要素の巾厚比にかかわらず、いずれの供試体もほぼ材全体の平均的な軸ひずみで2.5~3.0%と比較的小さな



(a) $\lambda=30$

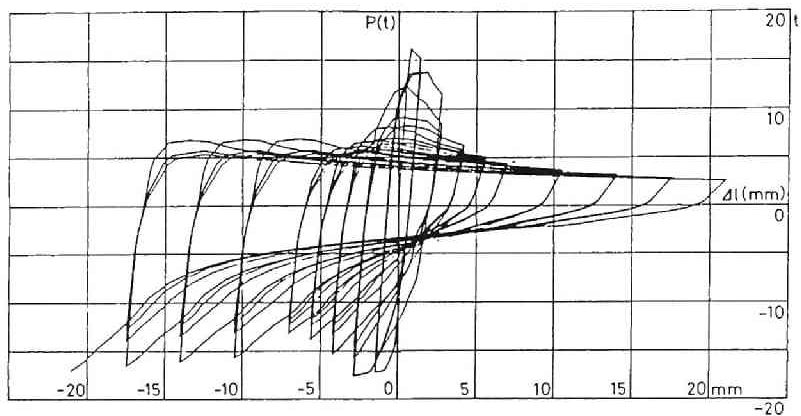


(b) $\lambda=60$

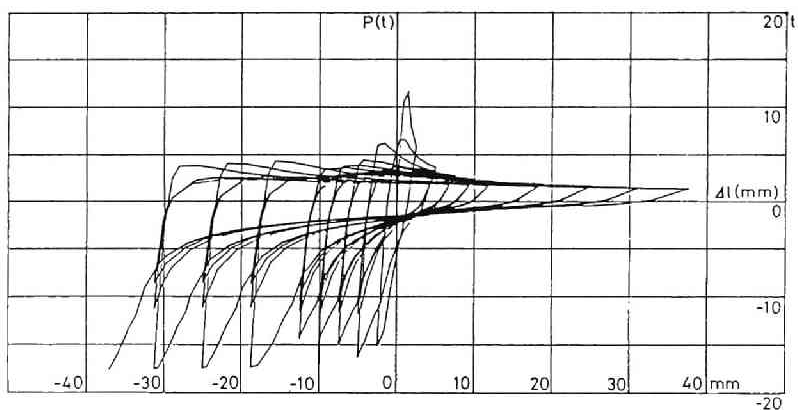


(c) $\lambda=90$

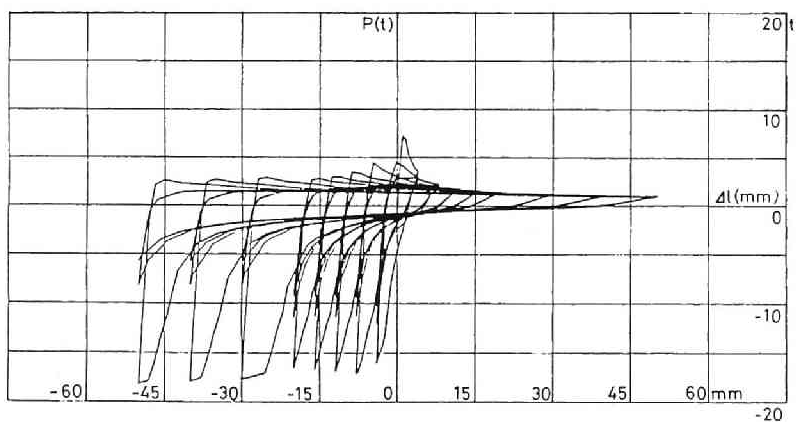
Fig.4.71 Axial Load-Deformation Relationship
(Experiment, H-100x50x3.2x3.2)



(a) $\lambda=30$

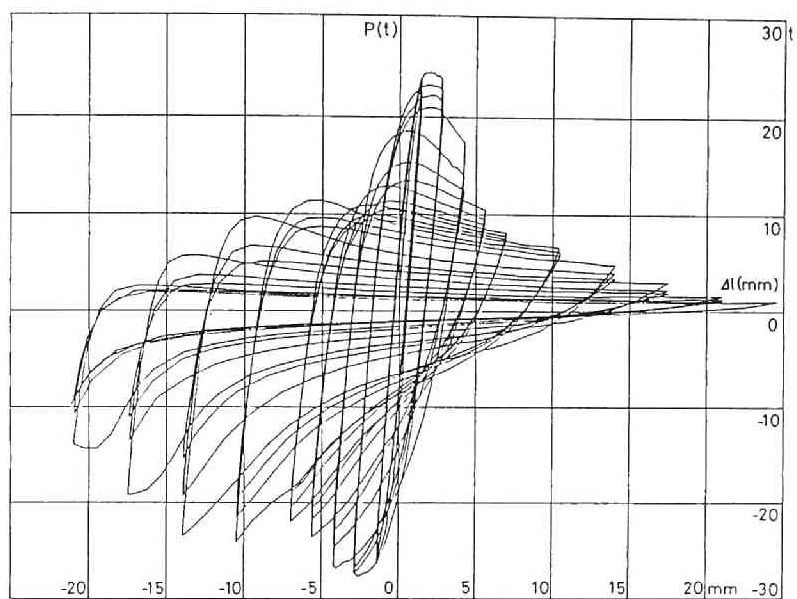


(b) $\lambda=60$

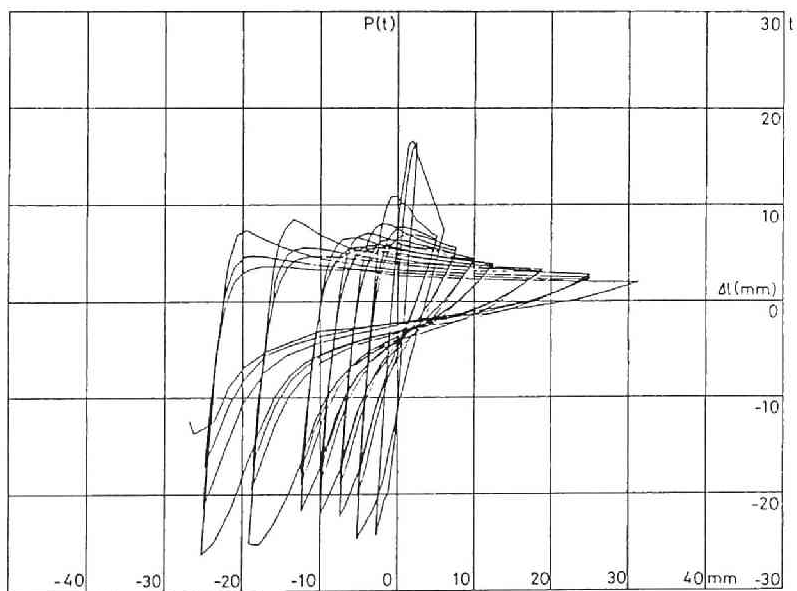


(c) $\lambda=90$

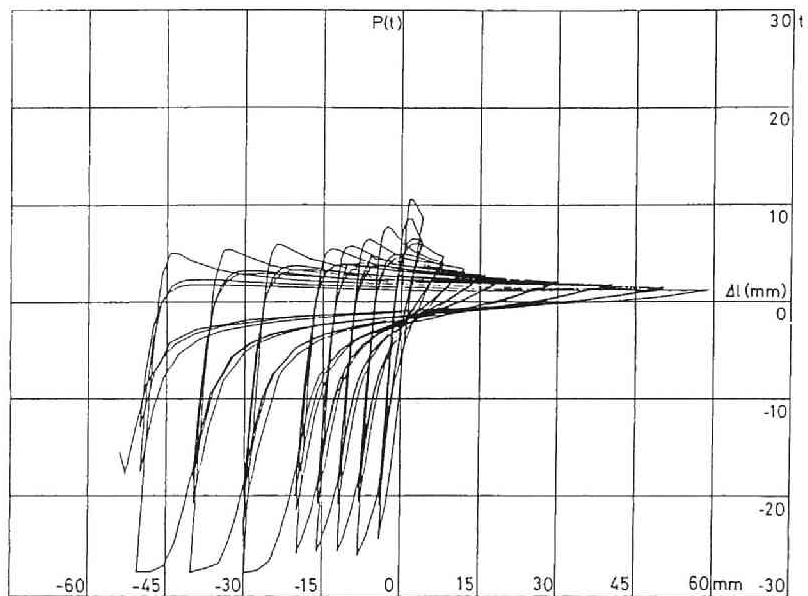
Fig.4.72 Axial Load-Deformation Relationship
(Analysis, H-100x50x3.2x3.2)



(a) $\lambda=30$

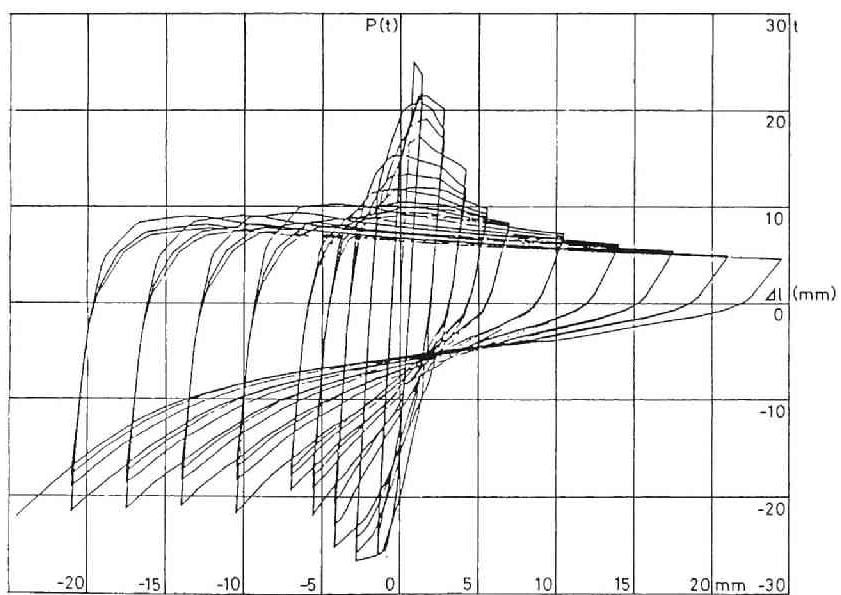


(b) $\lambda=60$

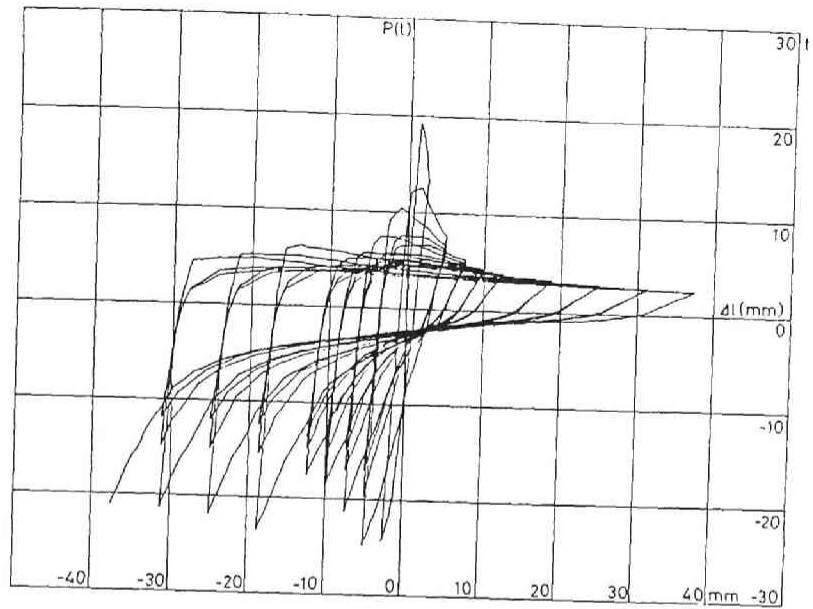


(c) $\lambda=90$

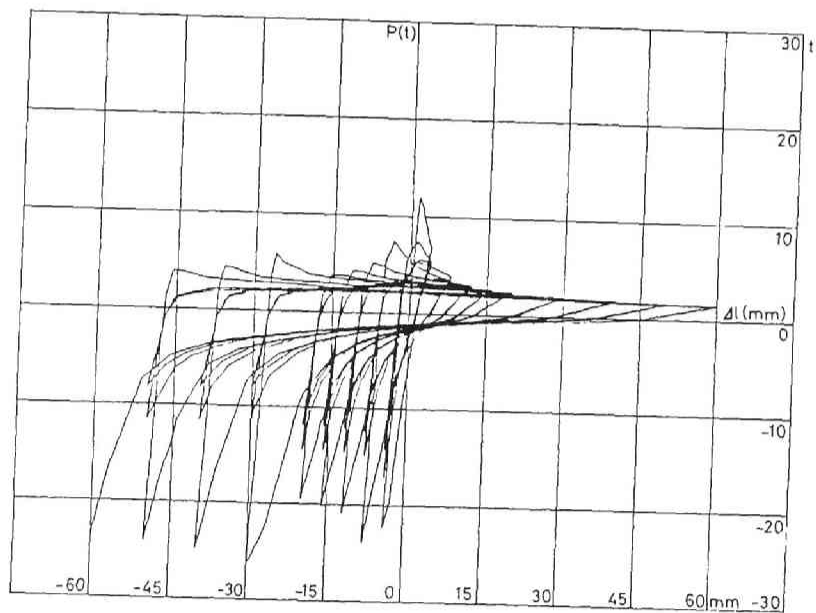
Fig.4.73 Axial Load-Deformation Relationship
(Experiment, H-100x50x3.2x4.5)



(a) $\lambda=30$

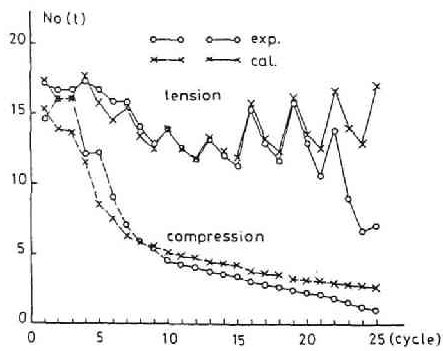


(b) $\lambda=60$

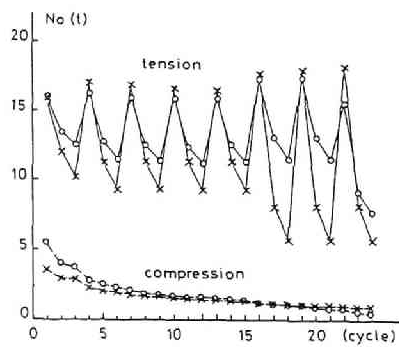


(c) $\lambda=90$

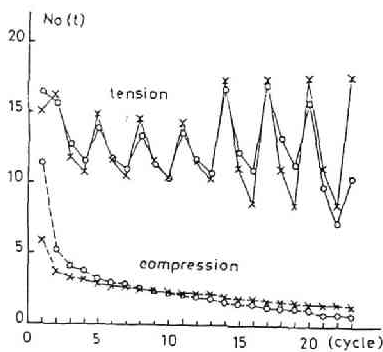
Fig.4.74 Axial Load-Deformation Relationship
(Analysis, H-100x50x3.2x4.5)



(a) $\lambda=30$



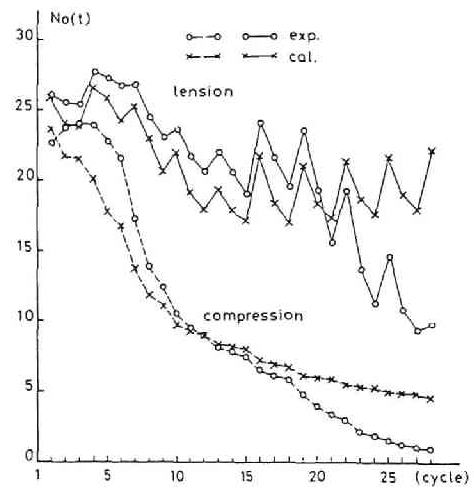
(b) $\lambda=60$



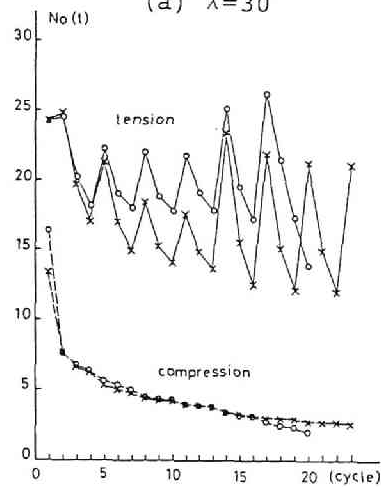
(c) $\lambda=90$

Fig.4.75

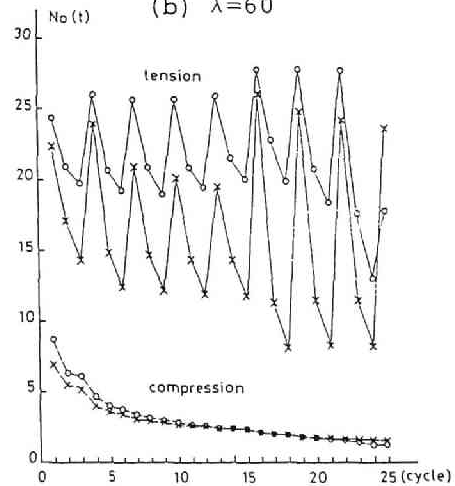
Variation of Axial Force at
Maximum Displacement ($t_f=3.2\text{mm}$)



(a) $\lambda=30$



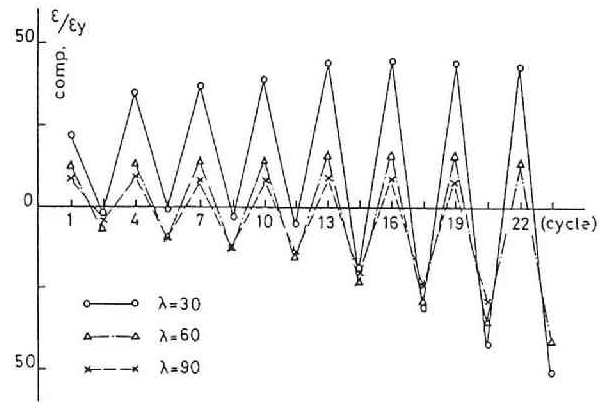
(b) $\lambda=60$



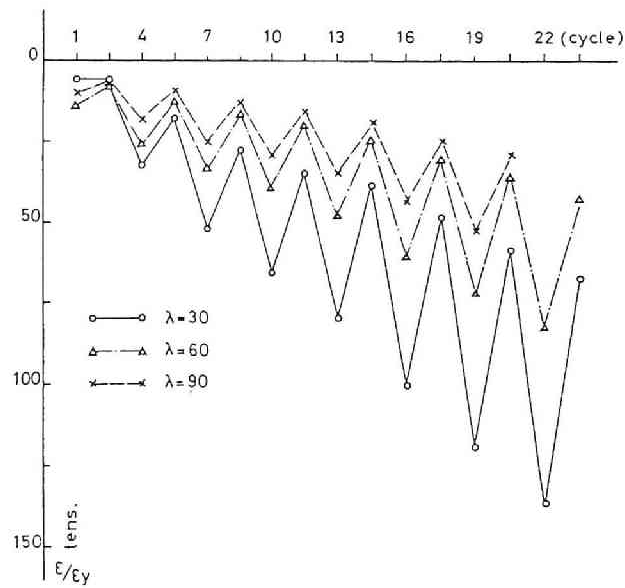
(c) $\lambda=90$

Fig.4.76

Variation of Axial Force at
Maximum Displacement ($t_f=4.5\text{mm}$)



(a) Compression Side



(b) Tension Side

Fig.4.77 Strain History
(Center of Bracing)

変位で材中央部または材端部で引っ張り破断を生じている。 崩壊過程を以下に述べる。

細長比 $\lambda=30$ の材では第4サイクル、 $\lambda=60$ の材では第2サイクル、 $\lambda=90$ の材では第1サイクル圧縮側で材全体の曲げ座屈が生じている。 $\lambda=60$ の場合は座屈後の劣化が著しく変位制御ができなかったため、0.4%まで平均ひずみが進行している。 フランジ板厚 3.2mmの材では、材中央部および材端部曲げ圧縮側にほぼ平均軸ひずみで 0.4~0.6 %の変形時に局部座屈が生じ、さらに座屈変形時に曲げ引っ張り側となっているフランジが、逆方向の引っ張り载荷時に圧縮応力を受け局部座屈を発生している。 $\lambda=30, 60$ の材ではまず曲げ圧縮側局部座屈部分より亀裂が発生し、つづいて材端部溶接部より亀裂が生じるが、 $\lambda=90$ の材ではこの関係が逆転し、材端部よりまず亀裂が発生している。 最終的には $\lambda=30, 60$ の材では材中央部の亀裂がフランジを貫通し材の破断が生じるが、 $\lambda=90$ の材では材端部の亀裂がフランジを貫通し破断が生じた。 フランジ板厚 4.5mmの材では、圧縮フランジの明確な局部座屈現象は $\lambda=30$ の場合のみに生じ、 $\lambda=60, 90$ の材では曲げ圧縮応力時にフランジが広範囲にわたって面外に変形した。 $\lambda=30$ の材では材中央部曲げ引っ張りフランジに続いて、局部座屈部分および材端溶接部に亀裂が生じ、 $\lambda=60, 90$ の材では材端溶接部より亀裂が発生した。 $\lambda=30$ の材では亀裂発生箇所が多く、最終的には材中央部で破断するが、 $\lambda=60, 90$ の材では材端部のみに亀裂が生じ破断した。 これらの崩壊過程と材中央部または材端部のひずみ履歴を考えると、損傷が生じる初期の現象はある程度説明が可能であるが、局部座屈、疲労亀裂が生じた後は変形のメカニズムに変化が生じるため、必ずしもひずみ履歴から類推できる経過をたどらない。 例えばフランジ板厚 3.2mmの材についてみれば、局部座屈部分の亀裂の発生は $\lambda=90$ の場合はやや遅いが $\lambda=30$ と 60 の材ではほぼ同じサイクル数で生じている。 これは材に局部座屈が生じることにより、主として塑性ひずみが生じる領域は局部座屈部分に集中し、ひずみの変動範囲はあまり材長の変化と関係がなくなることと対応している。 又フランジ板厚 4.5mmの材では $\lambda=30$ の場合フランジに局部座屈が発生するため、材端溶接部の亀裂発生が $\lambda=60, 90$ の材に比して遅くなっている。 また劣化の初期の現象は局部座屈および疲労亀裂であるが、局部座屈は必ず材端部に比して降伏領域の大きな材中央部にまず発生し、低サイクル疲労亀裂は、局部座屈波の中央部分から発生する場合を除けば、材全体の曲げ座屈時に曲げ圧縮応力を受ける部分が、引っ張り加力時に引っ張り応力を受ける際に生じるが、この場合は応力集中の大きな材端部から発生している。

以上述べたように両端が回転固定された単一H形断面筋違材が、強軸方向に座屈変

形を生じる場合について、漸増変位振巾交番繰返し载荷実験を行い、材料の応力－ひずみ関係にバウシinger効果と繰返し硬化を考慮したI－Kモデルを用い、H形断面を5点モデルに仮定することにより解析した結果と比較検討した結果、局部座屈変形の増大や亀裂の発生等劣化の生じるまでは、両者の荷重－変位関係はほぼ一致し、上記のモデルにより筋違材の挙動を追跡することが可能であることがわかった。また解析結果によれば、最も大きなひずみ変動を受ける材中央部の座屈変形による曲げ圧縮側と曲げ引っ張り側部分のひずみ履歴は、本実験の载荷履歴では次のようになっている。即ち曲げ圧縮側の最大圧縮ひずみは細長比が小さいほど大きな値を示すが、変位振巾が増大してもほぼ一定の値を示し、振巾の増大に対してはひずみの変動巾が大きくなっている。このひずみの変動巾は細長比が小さい材ほど大きい。一方曲げ引っ張り側の最大引っ張りひずみは、変位振巾が大きくなるほど大きくなり、ひずみの値、変動巾とも細長比が小さいほど大きくなる。これらのひずみ履歴を検討することにより、与えられた材が局部座屈により劣化するか、疲労亀裂により劣化するかを類推することが可能であると思われる。

実験ではフランジ板要素の巾厚比を $b/t_f=5.6$ と 7.8 の2種類に変化させ、細長比 $\lambda=30, 60, 90$ の3種類について破断が生じるまで载荷を行っている。一般に巾厚比が大きく、細長比が小さい材では、まず材中央部に局部座屈が生じ、巾厚比が小さく細長比が大きな材では、材端部の座屈変形による曲げ圧縮部分から亀裂が生じている。最終的にはこれらの部分から発生した亀裂が進展し、局部座屈変形が大きなものは材中央部から、応力集中による疲労亀裂が大きなものは材端部から破断している。このときの変形は、本実験の範囲では細長比、巾厚比にかかわらずいずれも材長の $2.5\sim 3.0\%$ であり、材料の引っ張り試験における破断時の一様ひずみに対して1桁少ない値を示し、繰返し载荷により局部座屈、亀裂の発生等劣化の生じた筋違材の破断時の伸び変形は小さいものであることがわかる。

4. 4. 結論

4. 4. 1. フランジの局部座屈を考慮したH形鋼柱の曲げ変形性状

曲げモーメント勾配を有するH形断面材の局部座屈を含む実験は多数行われており [4.9, 4.10, 4.14, 4.21] 一般にフランジ、ウェブの巾厚比、軸圧比、細長比等多くのパラメーターによりその挙動が異なる。材全体の崩壊モードも単純はり形式の実験と、材端部の面外変形が拘束された複曲率曲げせん断実験とで [4.12] 異なる場合が存在する。従ってどのような条件下の挙動を解析するかが問題となるが、本論では先ず第1段階として材の構面外変形と、ウェブの局部座屈を無視し、材端部フランジに前章で求めた局部座屈モデルを用いることにより、片持柱の変形解析を行った。単調載荷時では、フランジの巾厚比 b/t_f が大きくなるほど、また軸圧比が大きくなるほど変形能力は低下し、降伏応力 $\sigma_y = 3 \text{ t/cm}^2$ の場合、 $b/t_f \geq 14$ では、材の降伏直後に不安定になるのに対し、 $b/t_f \leq 12$ では、降伏後ある程度の塑性変形を示した後不安定になる。繰返し載荷では、軸圧0の場合、巾厚比が大きくなると、第1サイクルでは不安定なループを示すが、第2サイクル以降は、耐力は小さくなるが、安定な紡錘形のループを示すようになる。軸圧が存在する場合は、耐力が低下するだけでなく、塑性域では不安定な釣合を示すようになる。所定変位時耐力と繰返しサイクル数の関係は、局部座屈の無い場合と比較して、フランジの巾厚比が大きいほど、また材の軸圧比が高いほど、耐力の低下の割合が大きいことを示している。また材の軸方向変形は、軸圧0の場合、局部座屈の影響が大きく、巾厚比が大きくなるほど大きな値を示すのに対し、軸圧が存在する場合は、軸圧の影響が大きく、フランジの巾厚比によりそれほど変化しないことがわかる。このモデルによる解析と、単純はり形式の実験結果を比較すると、実験では、柱の面外変形が拘束されていないことと、解析では、ウェブの局部座屈を考慮していないため、実験値の劣化の割合の方が大きくなっているが、初期の段階では、実験値と解析値はほぼ一致しており、フランジの局部座屈が初期の劣化挙動を支配していることがわかる。崩壊に至るプロセスは前章でも述べたようにウェブの局部座屈挙動が重要な役割を演じていると考えられ、今後ウェブの局部座屈及び材全体の曲げねじれ挙動を考慮したモデルを考える必要がある。

4. 4. 2. H形鋼短柱の弾塑性せん断変形性状

H形鋼柱が強軸に関する曲げせん断を受ける場合、ウェブの面積比が小さく、材長が短かければ、曲げ降伏以前にせん断降伏が生じることになる。前章で述べたように、軸力・せん断力・曲げモーメントを考慮した降伏関数の研究は多数行われているが、弾塑性変形挙動に関する研究は極めて少なく、そのほとんどが、柱・はり接合部に関する研究である。本論では、先ず比較的材長の短いH形鋼柱の材端部近傍の軸ひずみが逆S字形分布になることに注目し、フランジ板要素は軸方向変形と曲げ変形、ウェブ板要素は、軸方向変形、せん断変形、曲げ変形を示すモデルを提案し、複曲率曲げせん断変形を受けるH形鋼柱の変形挙動を解析した。次いで前章で求めたフランジの曲げ剛性を無視し、ウェブの弾塑性せん断変形のみを考慮したモデルによる解析を行い、両者の結果を比較検討した。フランジの枠組み効果を考慮した解析結果によれば、単調載荷時の挙動では、せん断スパン比が小さい $L/h=4$ の場合では、ほぼウェブは全材長にわたって降伏するせん断降伏型であるが、せん断スパン比 $L/h=2$ と4の場合を比較すると、 $L/h=2$ では、曲げ応力が小さいため、ウェブの軸方向応力がほとんどフランジに流れ、せん断耐力はあまり軸圧の影響を受けないのに対し、 $L/h=4$ では、フランジにある程度の曲げ応力が存在するため、軸圧が高くなると、せん断抵抗は少なくなる。材端部近傍の軸方向ひずみ分布は材長が短いほど典型的な逆S字形分布を示す結果が得られた。 $L/h=6$ の場合は、せん断降伏も生じているが、軸ひずみはほぼ平面保持の仮定に近く、軸力による耐力の低下の割合も大きい。フランジ板要素の面外曲げ剛性および曲げ耐力の影響は、材長が短い場合に著しく、 $L/h=6$ の場合では枠組み効果を無視した場合の解析結果とほぼ一致した結果を示すことから、せん断スパン比 L/h が6より大きい材では無視出来るものと考えられる。また軸ひずみの進展も L/h が小さい場合は、極めて小さい。繰返し載荷時では荷重-変位関係のループは、いずれも紡錘形の安定したもので、繰返し硬化現象は、せん断スパン比が大きく、軸圧が高いほど著しくなっている。この繰返し硬化現象のため、せん断力が繰返し載荷とともに増大し、この計算の範囲では ($L/h \leq 6$, $N/N_Y \leq 0.4$)、第3サイクルで全てウェブが全面せん断降伏するようになる。材軸方向のせん断ひずみ分布も、第1サイクルでは、せん断卓越型は材中央部がやや大きいほぼ材長方向に様に分布しているのに対して、材がやや長い $L/h=6$ の場合は、材端部のみが大きくなっている。しかし繰返し載荷に伴って、ウェブが全面的に降伏するようになると、せん断ひずみは、材長方向に様に分布するようになる。軸方向変形もせん断降伏型ではあまり小さくなく、従ってウェブのせん断座屈等が生じなければ、フランジの軸ひずみも小さいた

め、局部座屈も生じ難くなり、安定した変形性状を示すことが予想される。比較的材長の短い L/h が 2 及び 4 の場合の実験値と解析値の荷重－変位関係を比較すると、実験値の方がやや高い耐力を示すが、全体的にはフランジの粹組み効果を考慮したモデルによる解析結果は実験結果と良好な一致を示しており、本モデルで H 形鋼短柱のせん断変形挙動を追跡することが可能である。材の崩壊は力载荷形式の実験であるため、全体的に”く”字形モードにより軸圧保持不可か、载荷不能によるものであるが、崩壊までの繰返しサイクル数はせん断スパン比が小さい $L/h=2$ の場合が $L/h=4$ に比してかなり多く、解析結果でも指摘したように安定した構造特性を示すことが明かとなった。

4. 4. 3. 筋違材の弾塑性変形ならびに崩壊性状

両端がピン支持された単一筋違材の全体的な変形のメカニズム、即ち全体的な曲げ座屈後の挙動、座屈変形を含む材の引っ張り载荷時の挙動等については多くの研究があり、ほぼ解明されている[4.33]。また骨組内に剛に組み込まれた筋違材についても、ガセットプレート部の影響がなければ、第 1 次近似的には節点回転角や部材回転角の影響は少なく、両端固定材として取り扱ってよい[4.58,4.59]。一方筋違材は、接合部の破壊、局部座屈による劣化、疲労亀裂の発生等により比較的早期に破断することが考えられる。接合部の破壊に関してはいくつかの研究が行われているが[5.24]、その他の部分での破壊に注目した研究は少ない[4.55,4.57]。

本論では、どのような条件下でこのような破壊が生じるかを、H 形鋼筋違材の板要素の巾厚比と細長比を変化させた実験を行うことにより、実験的に検討した。また断面を 5 点モデルに仮定し、材料の応力－ひずみ関係にバウシinger 効果と繰返し硬化を考慮した tri-linear 形のものを用いて解析を行い、材の細長比、変位履歴により材中央部における最外縁要素の応力、ひずみ履歴がどのように変化するかを調べ、実験による破壊モードとの関係を検討した。

解析は、筋違材各部のひずみ履歴の傾向をとらえるために、材軸方向、材せい方向にいくつかの要素に分割して行っている。材せい方向にどの程度の要素に分割するかにより、引っ張り・圧縮加力時の塑性領域の進展に若干の差があるため、やや異なった結果が得られる場合もあるが、荷重－変形関係のループの形状には大きな差は認められない。

単調載荷時における軸方向変形と材中央部最外縁ひずみの関係をみると、曲げ圧縮側、曲げ引っ張り側とも細長比が小さいほど大きなひずみを示すが、曲げ圧縮側のひずみは細長比の変化による差が大きく、細長比が小さい材では極めて大きなひずみを示すようになる。一方曲げ引っ張り側のひずみは細長比の変化による差は小さい。しかし、座屈直後の曲げ圧縮側のひずみについてみると、細長比が中程度以下の材では、わずかの軸方向変位の増大に対して軸ひずみの進展は著しく、細長比による差はあまり認められない。

また一定軸方向変位振巾下における交番繰返しサイクル数とひずみ変動の関係をみると、変位振巾により若干異なるが、座屈変形に伴う曲げ圧縮側、曲げ引っ張り側要素のひずみの最大値、変動巾ともに細長比が小さいほど大きく、特に細長比が小さい場合はひずみ、ひずみの変動巾ともに極めて大きくなることが示された。

一方H形鋼筋違材の実験によれば、単調載荷時の場合、フランジ巾厚比の小さい（ $b/t_f=7.8$ ）場合は、細長比（ $\lambda=30, 60, 90$ ）にかかわらず、座屈後比較的早期に局部座屈を生じるが、巾厚比の極めて小さい（ $b/t_f=5.6$ ）場合は、細長比 $\lambda=30$ の場合のみに局部座屈が生じ、他の場合には局部座屈は発生していない。このことは前述のひずみ履歴において認められた傾向と同一である。また漸増変位振巾交番繰返し実験では、細長比が小さく、巾厚比の小さい材では、材中央部の局部座屈変形が早期に生じ、その部分から亀裂が進展し破断するのに対し、細長比が大きく、巾厚比の極めて小さい場合は、応力集中の大きい材端部の、座屈変形に伴う曲げ圧縮側から亀裂が生じ破断に至っている。この局部座屈と疲労亀裂のうちいずれが優先して生じるかは、ひずみ履歴と材の形状寸法を考慮することにより類推することが可能であると思われる。しかし最終的に破断が生じる時点の材全体の平均的な軸ひずみは、本実験の範囲では材の細長比、板要素の巾厚比によりそれほど大きく変化せず、2.5～3.0 %と引っ張り試験における破断時の一様ひずみに対して1桁小さく、劣化を含む材の破断時の変形は小さいものであることが示された。この崩壊のプロセスを追究するためには局部座屈、疲労亀裂をモデル化し、解析に取り入れることが必要である。

第5章筋違付単位骨組の弾塑性変形なら びに崩壊挙動

筋違付骨組の挙動を調べるための基本的な実験として、筋違付単位骨組の実験が考えられる。筋違付骨組の挙動は、筋違の形式、断面形、細長比、横力分担率、骨組との接合方法、骨組の形状、寸法等により異なると考えられる。骨組と剛に接合された筋違を有する骨組の挙動については既に多数の実験的、解析的な研究が行われており [4.33]、一般的な筋違付骨組の復元力特性については、筋違材の全体的な座屈挙動以外に劣化が生じない領域では明らかにされ、解析的にも追究することが可能であると考えられる。しかし筋違付骨組がどのような経過で崩壊に至るかということに注目した研究は、筋違接合部に関するもの以外は極めて少なく、この問題を検討するためには、実験的な研究が必要であることはいうまでもないが、解析的にも全体的な復元力特性だけでなく、骨組各部の応力、ひずみ履歴についても明らかにする必要がある。

筋違付単位骨組で、細長比が大きく、軽微な筋違を有する場合は、筋違と骨組の相互作用はあまり問題にならず、筋違材と周辺骨組の挙動から、筋違付骨組の挙動を類推することが可能である。筋違と骨組の相互作用が問題になるのは、対角筋違の場合、第1に筋違から周辺骨組に導入される軸力であり、第2にラーメン変形および座屈変形により生じる筋違材およびガセットプレート端部の曲げモーメントであると考えられる。この問題を検討するためには、比較的大きな筋違材で、横力分担率の異なる場合の実験を行う必要がある。また従来筋違付骨組の実験では比較的部位の構成要素の巾厚比が小さいものが多く、それらは筋違付骨組の変形挙動に関する基本的な性質を明確にする上では、重要な役割を演じているが、現実的な骨組では必ずしも巾厚比が極端に小さいものばかりではなく、この板要素の巾厚比が崩壊過程にどのようにかかわってくるかを明確にしておく必要がある。本論ではH形断面筋違材の板要素の巾厚比が極端に小さい場合と、compact section の条件は満たしているが現実的な巾厚比を有する場合の2種類の筋違付骨組の実験を行い、その弾塑性変形挙動と崩壊挙動を検討する。この2種類の筋違は、細長比はほぼ同じであるが、横力分担率が異なっている。実験は一定水平変位振巾および漸増変位振巾交番繰り返し載荷の2種類について行った。一定変位振巾実験では、その骨組の挙動が繰り返し硬化または軟化したのち、定常状態に収束するか、定常化せずに繰り返しサイクル数の増加とともに劣化が増大し、崩壊するというプロセスを明らかにすることが出来、そのような経過をたどる構造物の崩壊過程を明らかにするための実験方法としては優れている。一方前章で述べたように、一定変位振巾実験では、筋違材の挙動のうち引っ張り・圧縮加力時の変形のメカニズムの相違による復元力特性の変化については明

確に出来るが、局部座屈、疲労亀裂の発生により柱、はり材では促進される劣化の挙動が緩和される場合があり、このような場合には筋違材は破断に至る速度が極めて遅くなる。

筋違材の崩壊を材の破断であるとすれば、繰り返し加力に伴う劣化により筋違材の破断時の変形能力がどのように変化するかを調べるために、一定変位振巾のみでなく漸増変位振巾交番繰り返し加力実験も行う必要がある。

5. 1. 供試体及び実験方法

供試体は Fig.5.1 に示すように圧延H形鋼を用いた単位口形骨組と単位骨組に単一のH形断面筋違を対角方向に配した筋違付骨組の2種類である。単位骨組の柱は、弱軸曲げを、はりは強軸曲げを受けるように配されているので、はりの全塑性モーメントは柱のその2倍強であり、一般的には柱降伏形の骨組となっている。筋違付骨組は筋違に圧延H形鋼を用いたH Z 1型と、溶接組み立てH形鋼を用いたH Z 2型の2種類である。筋違の細長比は両端を固定と考え、材長の1/2を座屈長さとしたとき $\lambda = 36 \sim 38$ であり、いずれも比較的小さな値となっている。H Z 1型とH Z 2型の相違は、筋違の横力分担率と構成板要素の巾厚比である。Table 5.1 に示すように圧延H形鋼筋違は板要素の巾厚比はフランジ、ウェブともに極めて小さい値となっている。溶接H形鋼の場合も巾厚比は小さく、日本建築学会鋼構造塑性設計指針の巾厚比の制限値をフランジ、ウェブともに満足している。柱、はり材の板要素の巾厚比も充分小さいものである。各構成部材の材質はすべてSS41材であり、引っ張り試験結果をTable 5.2に示す。筋違と骨組の接合は、小型モデルであるため、現実の骨組と同様の詳細をとることが不可能であり、ここではガセットプレートを介して溶接接合により骨組みに剛に接合した。

実験の載荷装置を Fig.5.2 に示す。供試体をピン、ローラーを用いて載荷用骨組に組み込み、面外変形を防止するために、上下のはりにそれぞれ3ヶ所ニードルローラーを用いた横座屈止めを取り付けている。試験機により供試体の柱に一定の鉛直荷重を加えた状態で、供試体に対角線方向の横力を加える。水平変形に対して軸力による抵抗を出来るだけ少なくするために、載荷用骨組と試験機の上にニードルローラーを挿入している。この載荷方法は供試体中央に関して点対称になっているため左右の柱の軸力が同じとなる。繰り返し加力時で、筋違に圧縮力が作用するときは、筋違の圧縮力の方向と対角加力方向が一致するため、柱、はりにはそれほど大きな軸力が導入されないが、筋違

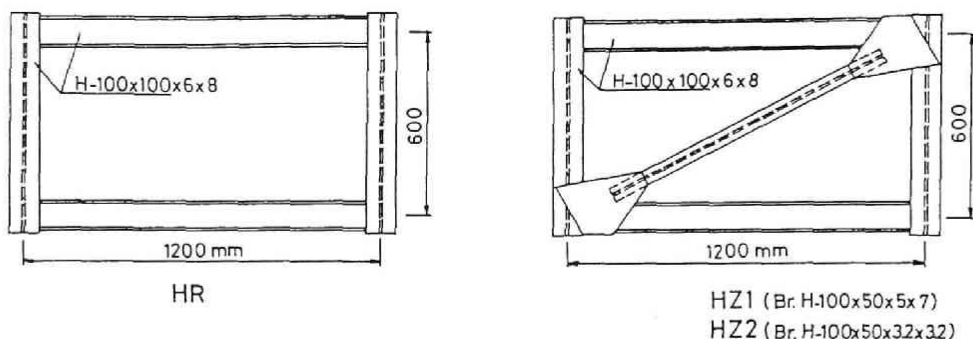


Fig.5.1 Specimen

Table 5.1 Test Specimen

Specimen	Beam and Column	Bracing		
			S	D
HR	H-100x100x6x8			
HBZ1	H-100x100x6x8	H-100x50x5x7	35.8	80
HBZ2	H-100x100x6x8	H-100x50x3.2x3.2	38.0	65

Width to Thickness Ratio

	b/tf	d/tw
H-100x100x6x8	6.25	16.7
H-100x50x5x7	3.57	20.0
H-100x50x3.2x3.2	7.81	31.3

S:slenderness ratio
D:distribution coefficient of lateral force in elastic range (%)

Table 5.2 Material Properties

	flange		web	
	σ_y	σ_b	σ_y	σ_b
H-100x100x6x8	2.99	4.29	3.27	4.47
H-100x50x5x7	3.04	4.21	3.05	4.42
H-100x50x3.2x3.2	3.01	4.45	3.01	4.45

σ_y :yield stress (t/cm²)

σ_b :tensile strength (t/cm²)

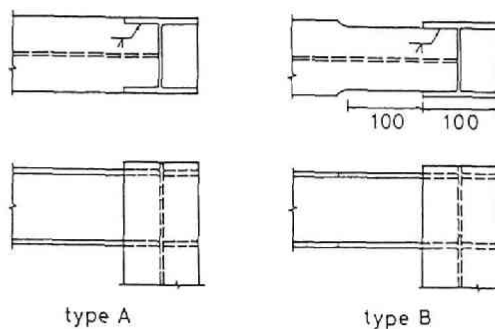


Fig.5.3 Detail of Beam to Column Joint

に引っ張り力が作用するときは、筋違の水平力は、はりを通して導入され、柱、はりともに大きな圧縮力が導入されることとなる。 供試体の水平変形、各柱の鉛直変形、筋違の伸縮変形はダイヤルゲージにより計測している。

実験系列を Table 5.3 に示す。 柱の軸力は降伏軸力 N_y の $1/3$ と一定にし、一定水平変位振幅巾交番繰返し実験と、部材角のピッチを $1/100$ 、 $1.5/100$ と2種類に変化させた漸増変位振幅巾交番繰返し載荷実験を行っている。

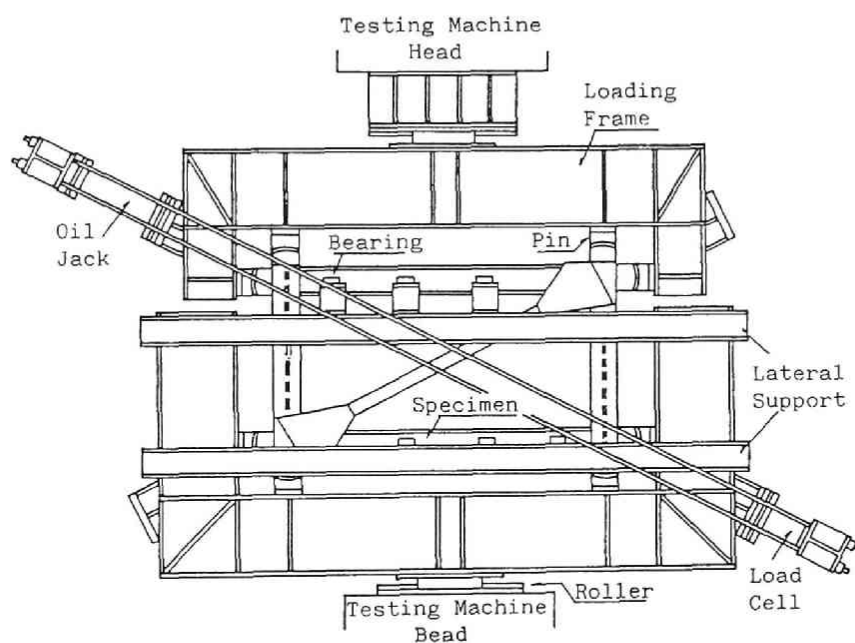


Fig.5.2 Loading System

Table 5.3 Test Series

Specimen	Axial Force of Column	δh_a (cm)	δh_p (cm)
HR	1/3N _y	2.0	
	1/3N _y	4.0	
	1/3N _y	6.0	
HBZ1	1/3N _y	2.0	0.6
	1/3N _y	4.0	0.9
	1/3N _y	6.0	
HBZ2	1/3N _y	4.0	0.9
	1/3N _y	6.0	

δha : constant displacement amplitude

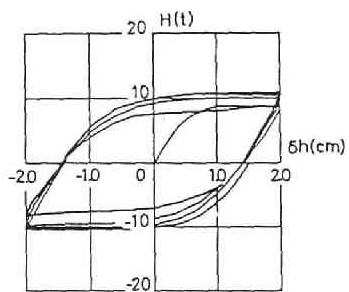
δhp : increment of displacement amplitude

5. 2. 実験結果

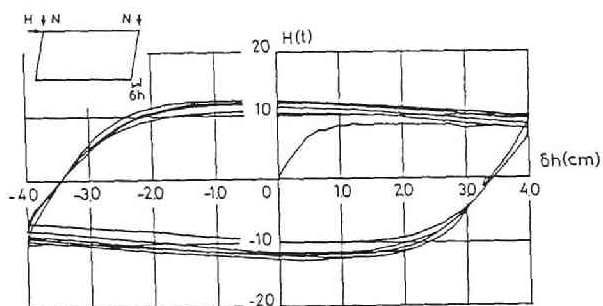
Fig.5.4 に単位骨組の荷重－変位関係を示す。いずれも一定変位振巾交番繰返し载荷である。ループは紡錘形で、最初の数サイクルで若干の繰返し硬化を示した後、徐々に劣化する。軸圧の作用により最大耐力以降不安定な釣り合いを示す。同一形状で柱が強軸曲げを受けるように配されている骨組みの実験結果【5.16】と比較すれば、剛性、耐力は小さくなるが、同一部材角振巾での崩壊までの繰返し数は、ねじれ変形が生じない本実験の方が多くなっている。Fig.5.5 に横力分担率の大きな筋違を有する H Z 1 供試体の、Fig.5.6 にやや小さい H Z 2 供試体の荷重－変位関係を示す。筋違材の細長比はいずれも比較的小さいものであるが、筋違の横力分担率が大きいため、筋違の座屈後急激に耐力が低下し、ほぼ部材角で $1/75$ に時点で低下の割合が緩やかとなる。この低下の割合は筋違の横力分担率の大きな H Z 1 供試体の場合に著しい。一定変位振巾下での繰返し加力実験では、筋違に塑性伸びが徐々に蓄積されるため、第 2 サイクル以降は、筋違の圧縮側、引っ張り側ともに剛性、耐力が低下していき、ループは紡錘形に近くなる。漸増変位振巾実験の場合は、引っ張り側で筋違が塑性伸びを受けるため、筋違引っ張り側の耐力はほぼ一定となるが、筋違圧縮側では、材料のパウシガー効果と、若干の元たわみにより筋違の圧縮強度は小さくなり、H Z 1 供試体では 3～4 サイクル目、H Z 2 供試体では 2 サイクル目でほぼ一定の耐力を示すようになる。

Fig.5.7 に各サイクル正負载荷時の最大耐力と载荷回数 W の関係を示す。実線は筋違断面の大きな H Z 1、一点鎖線は筋違断面のやや小さい H Z 2、破線は純ラーメン H R の場合である。筋違付骨組では W 奇数時が筋違圧縮側、偶数時が筋違引っ張り側であり、圧縮と引っ張りで抵抗機構が異なるため、耐力に相違が存在するが、一般に一定変位振巾下で繰返し载荷を行うと第 2 サイクル以降、正負载荷時ともに耐力が低下していく。この低下の割合は、変位振巾が大きいほど大きくなっている。筋違のない単位骨組みの場合は、若干の繰返し硬化を示した後劣化する。この劣化の生じるサイクル数は、変位振巾が大きいほど小さくなっている。漸増変位振巾実験の場合、筋違引っ張り側では最初の 2～3 サイクルでやや耐力が上昇し、その後低下していくのに対し、筋違圧縮側では最初の 2～3 サイクルで大きく耐力が低下しその後はゆるやかに低下していく。

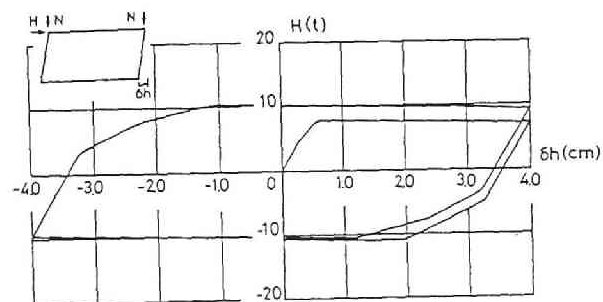
Fig.5.8 に柱の鉛直変位 δ_v と繰返し载荷回数 W の関係を示す。変位振巾が大きいほど、材長方向への降伏域が拡大することと、幾何学的な変形も大きくなるため、軸



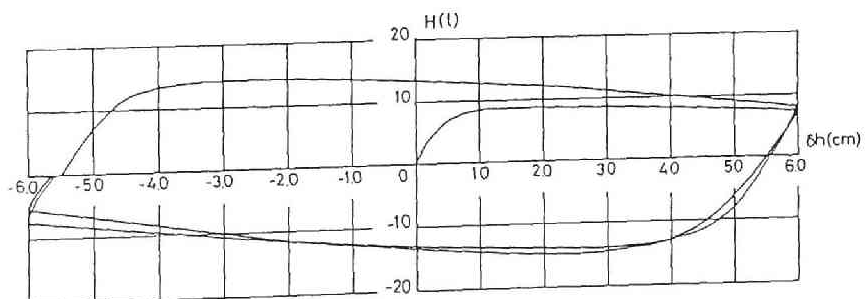
(a) $\delta ha = 20\text{mm}$ (Exp.)



(b) $\delta ha = 40\text{mm}$ (Exp.)

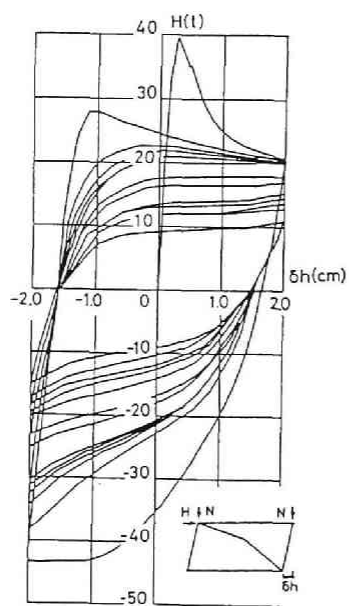


(c) $\delta ha = 40\text{mm}$ (Ana. I)

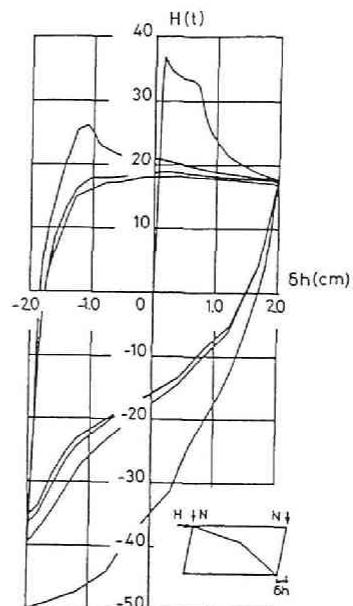


(d) $\delta ha = 60\text{mm}$ (Exp.)

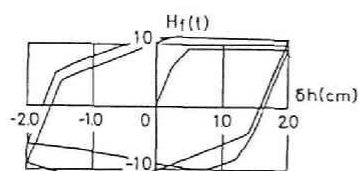
Fig.5.4 Horizontal Load-Deformation Relationship (HR)



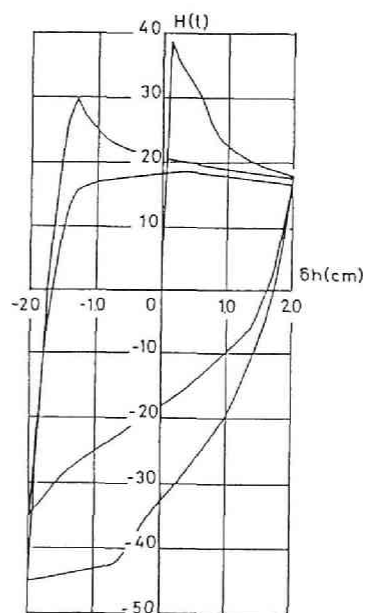
(a) $\delta h a = 20\text{mm}$ (Exp.)



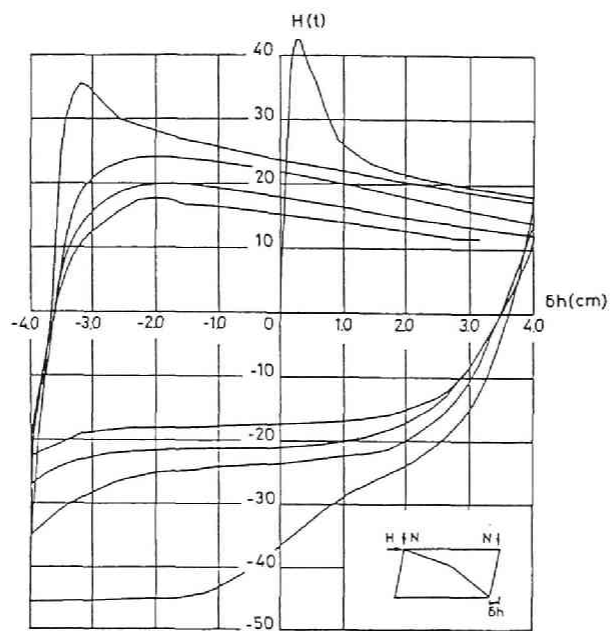
(b) $\delta h a = 20\text{mm}$ (Ana.I)



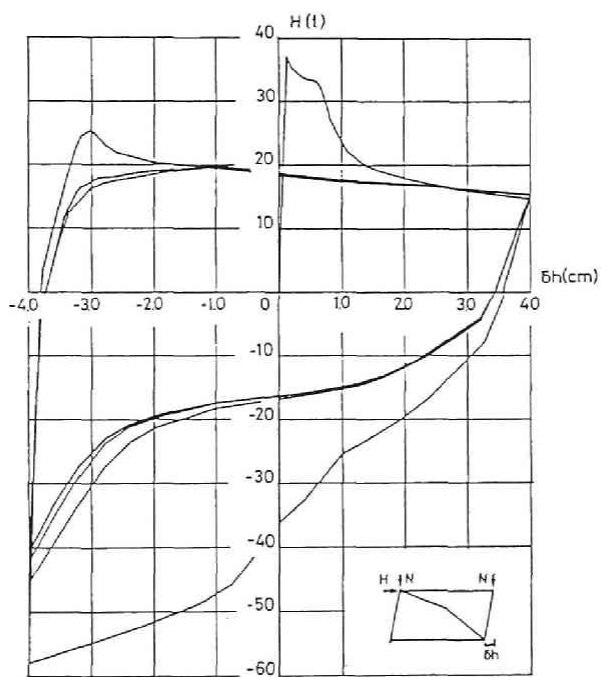
(d) $\delta h a = 20\text{mm}$ (Ana.II)
(Lateral Force of Frame)



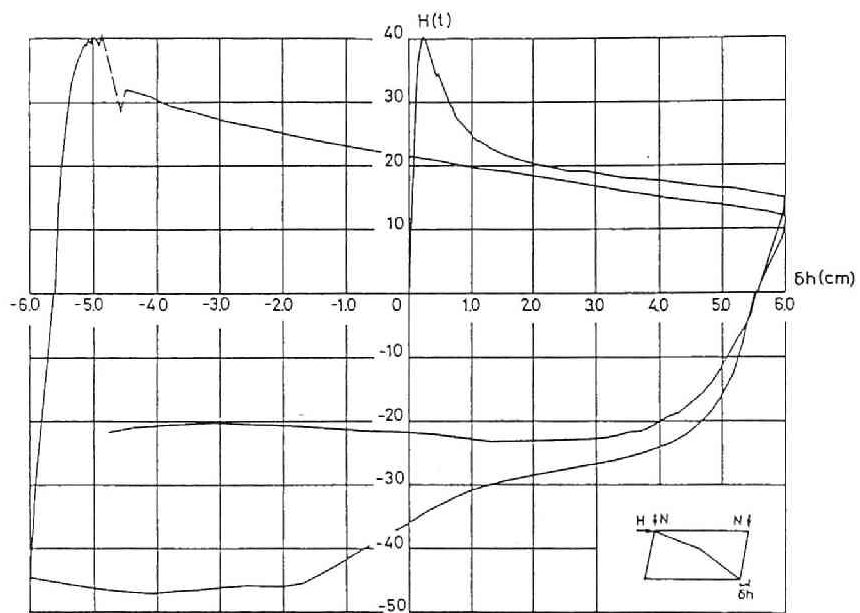
(c) $\delta h a = 20\text{mm}$ (Ana.II)



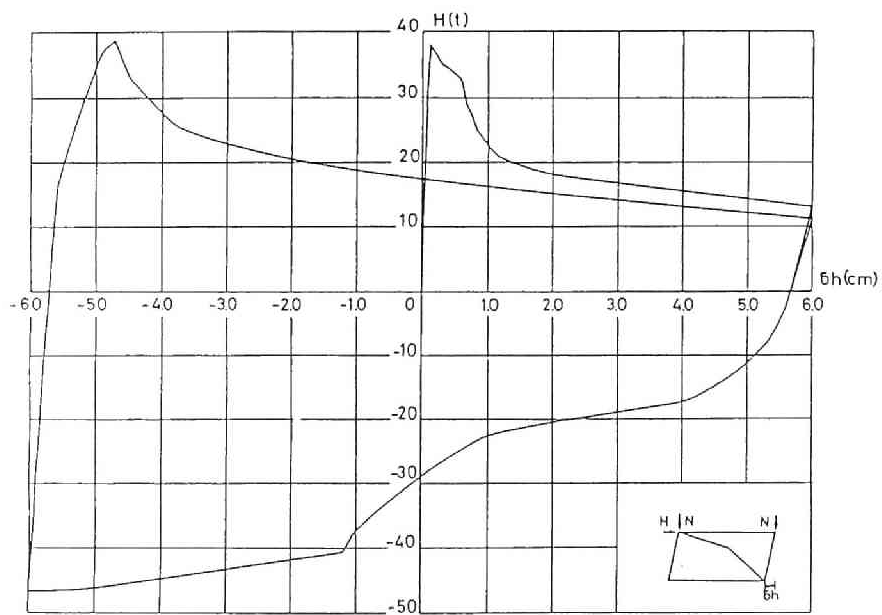
(e) $\delta h_a = 40\text{mm}$ (Exp.)



(f) $\delta h_a = 40\text{mm}$ (Ana. I)



(g) $\delta h a = 60\text{mm}$ (Exp.)

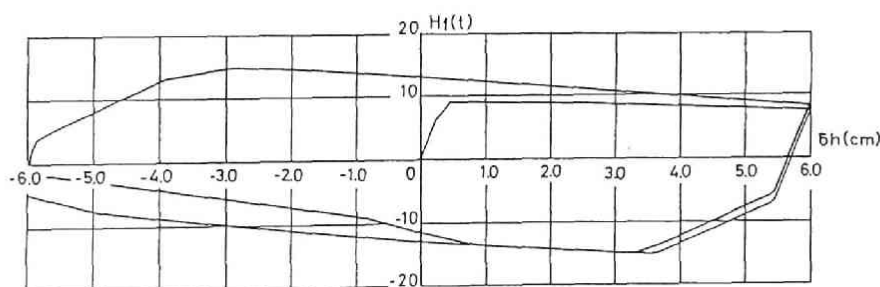


(h) $\delta h a = 60\text{mm}$ (Ana.II)

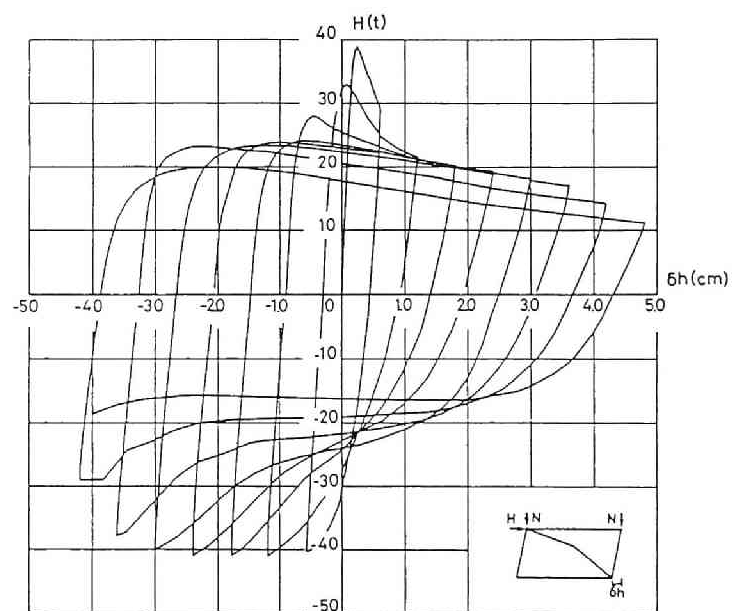
方向変形は大きくなっているが、同一水平変位履歴では、筋違材の大きな骨組の方が柱に導入される軸力が大きくなるため、軸方向変位は大きくなっている。この軸方向変形の増大は、柱に大きな軸力が導入される偶数载荷時に大きい。

各供試体の劣化過程をまとめたものを Table 5.4 に示す。筋違のない単位骨組の場合、まず柱フランジ、続いて柱ウェブに局部座屈が生じ、柱フランジに生じた局部座屈部分が伸縮変形をうけるため、局部座屈による板の凹部より疲労による亀裂が発生、進展する。変位振巾 $\delta h_a = 2.0\text{cm}$ の場合は Fig.5.3 に示すように柱はり接合部詳細が $\delta h_a = 4.0, 6.0\text{cm}$ の場合とやや異なり応力集中を受けやすくなっているため、溶接部近傍から亀裂が生じている。

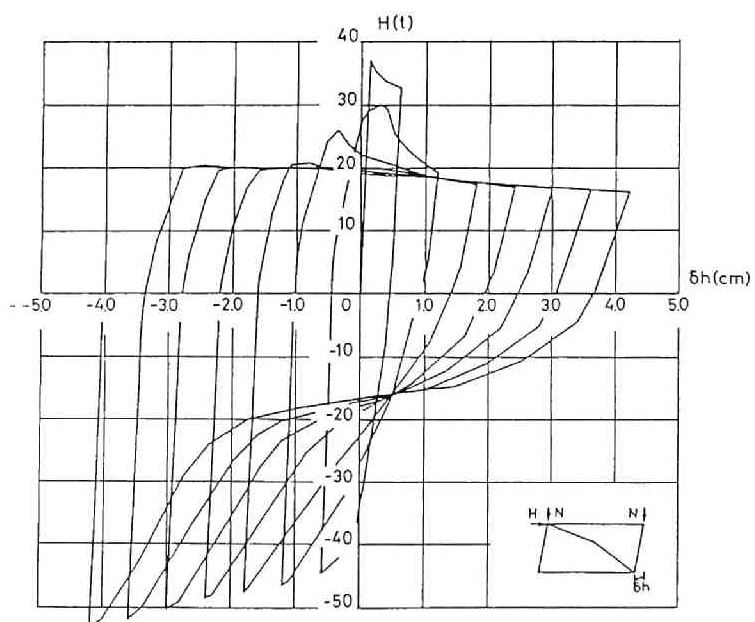
筋違の板要素の巾厚比が極めて小さな H/Z 1 供試体では、筋違中央部に局部座屈を生じる場合もあるが、座屈変形はそれほど顕著にならない。定変位振巾実験の場合、まず柱フランジ、ウェブに局部座屈が生じ、次いで筋違材端部溶接部近傍の座屈時に曲げ圧縮を受ける部分に引っ張り時加力時に亀裂が発生する。以後、柱はり接合部およびガセットプレート接合部近傍の柱フランジに亀裂が生じる。筋違中央部にも亀裂が生じたのは、変位振巾が小さい $\delta h_a = 2.0\text{cm}$ の場合のみである。また変位振巾の大きな $\delta h_a = 4.0, 6.0\text{cm}$ の場合は、第 1 サイクル負荷側で、はりに大きな軸力が導入されるため、はりフランジに局部座屈を発生している。 $\delta h_a = 6.0\text{cm}$ の場合は、はりウェブにも局部座屈が生じ、はり端部分が大きな塑性変形を示し、载荷用のビンの回転限界を越えたため実験を中止している。漸増水平変位振巾実験の場合、崩壊過程はほぼ定変位振巾実験の場合と同じであるが、筋違には、座屈変形による曲げ圧縮側だけでなく、曲げ引っ張り側部分にも圧縮加力時に亀裂が生じており、最終的には柱の軸変形が载荷装置の限界に



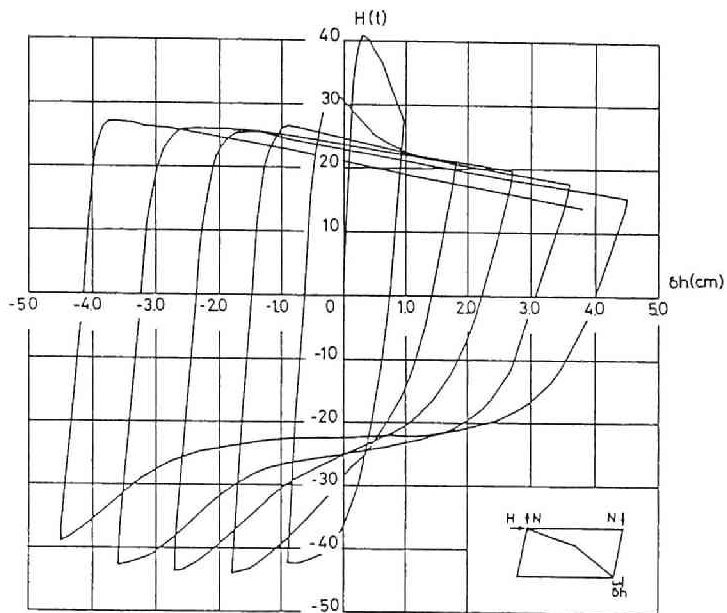
(i) $\delta h_a = 60\text{mm}$ (Ana.II)
(Lateral Force of Frame)



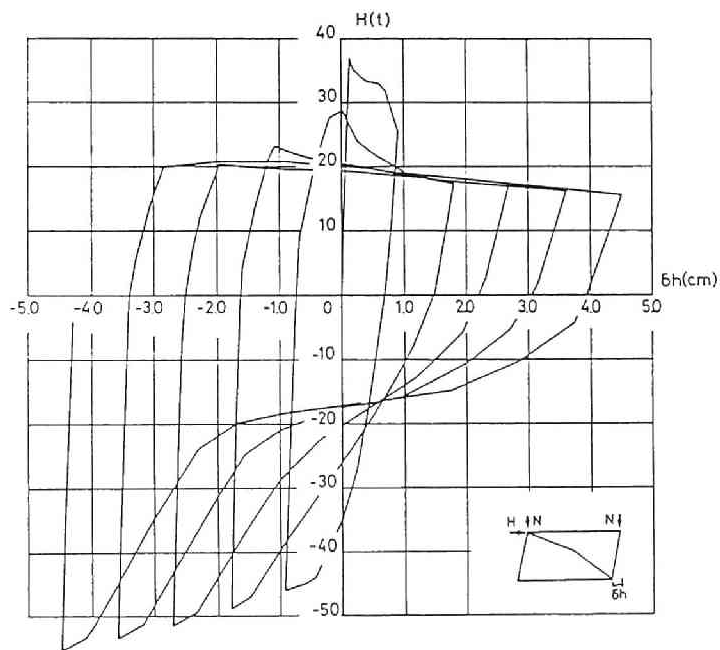
(j) $\delta h_p = 6\text{mm}$ (Exp.)



(k) $\delta h_p = 6\text{mm}$ (Ana. I)

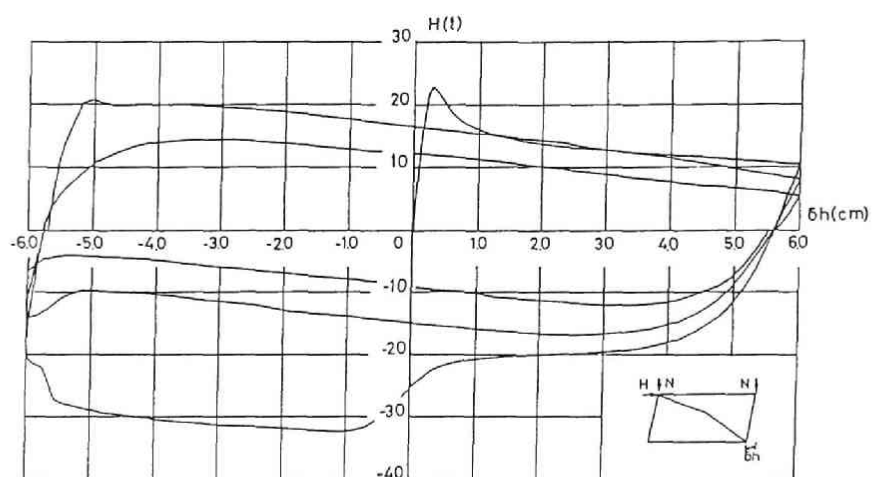


(1) $\delta h_p = 9\text{mm}$ (Exp.)

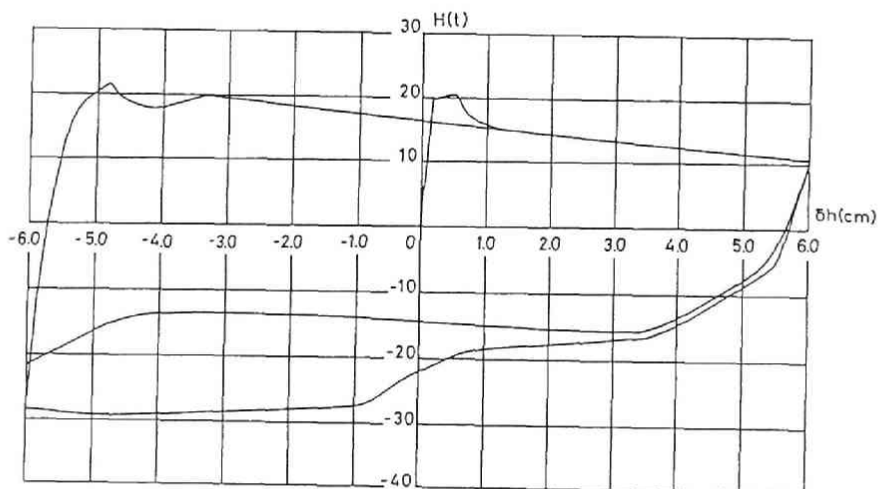


(m) $\delta h_p = 9\text{mm}$ (Ana.I)

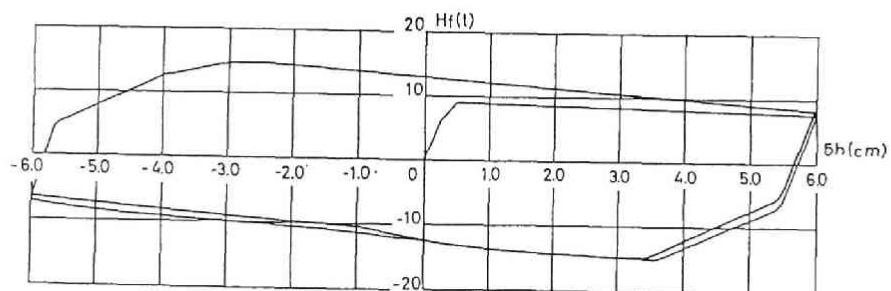
Fig.5.5 Horizontal Load-Deformation Relationship (HBZ1)



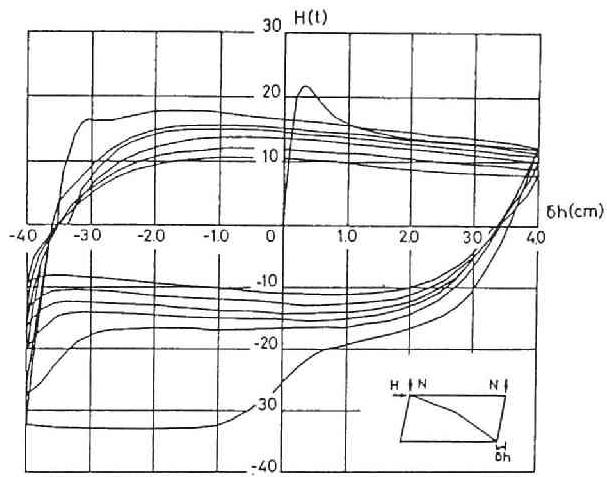
(b) $\delta h a = 60 \text{ mm}$ (Exp.)



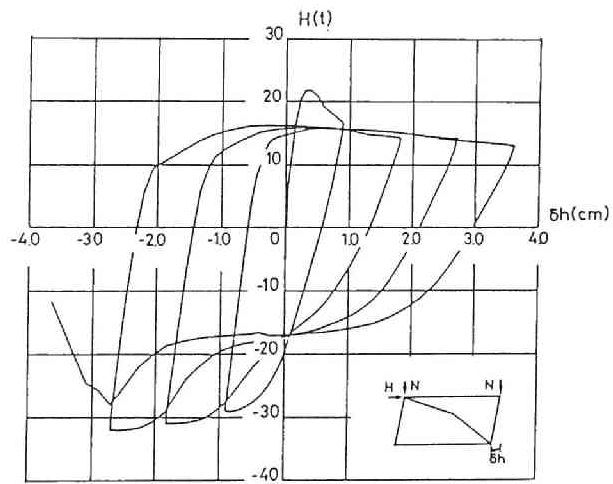
(c) $\delta h a = 60 \text{ mm}$ (Ana.II)



(d) $\delta h a = 60 \text{ mm}$ (Ana.II)
(Lateral Force of Frame)

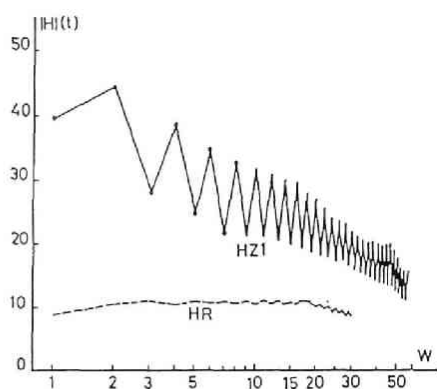


(a) $\delta h_a = 40\text{mm}$ (Exp.)

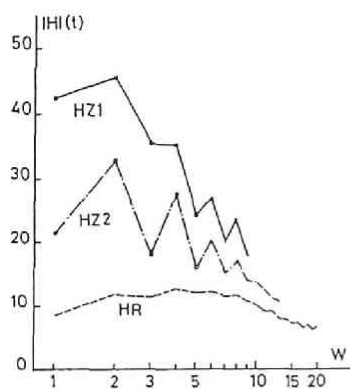


(e) $\delta h_p = 9\text{mm}$ (Exp.)

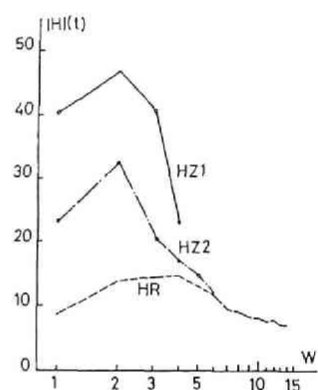
Fig.5.6 Horizontal Load-Deformation Relationship (HBZ2)



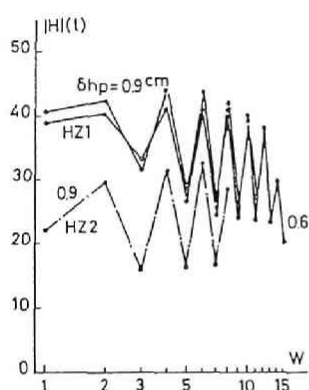
(a) $\delta ha = 20\text{mm}$



(b) $\delta ha = 40\text{mm}$

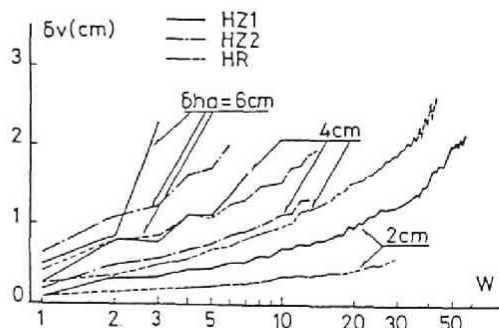


(c) $\delta ha = 60\text{mm}$

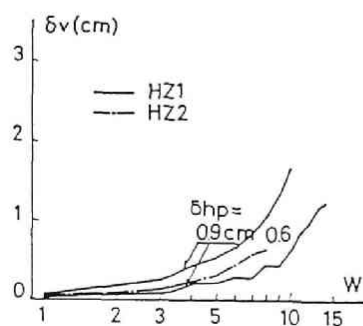


(d) Incremental Deformation Amplitude Test

Fig.5.7 Variation of Lateral Strength (Exp.)



(a) Constant Deformation Amplitude Test



(b) Incremental Deformation Amplitude Test

Fig.5.8 Vertical Deformation of Column

達して実験を中止しているが、材端部分のフランジは亀裂が貫通して、ウェブのみで結合された状態となり、筋違が破断する直前の状態になっている。

H Z 2 供試体では筋違部材を構成している板要素の巾厚比はそれほど大きくない ($b/t_f=7.8$) にもかかわらず、全体的な曲げ座屈後、比較的早期に中央部および端部断面に局部座屈が発生している。また第 1 サイクル負荷荷時に座屈変形による曲げ引っ張り側が曲げ圧縮力を受けて局部座屈している。次に柱フランジ、ウェブに局部座屈が発生する。亀裂はまず筋違局部座屈部分に発生し、次いで柱はり接合部およびガセットレート接合部近傍の柱フランジに生じる。漸増変位振巾実験では、柱の部材角で $R=1/20$ 、筋違の平均的なひずみ $\Delta l/l=3.5\%$ の時点で筋違材中央部が引っ張り破断している。

筋違材のみの損傷状態をみると、フランジ巾厚比の極めて小さい H Z 1 供試体の場合は、材端部に亀裂が発生、進展しているのに対し、H Z 2 供試体の場合は、まず材中央部に局部座屈が発生し、そこから亀裂が進展しているため、材中央部の損傷が著しくなっている。

Table 5.4 History of Damage (X1/2cycle)

Speciemn	Loading History	Column			Beam		Brace		Collapse Mode
		FLB	WLB	FCR	FLB	WLB	FLB	FCR	
HR	2.0	4			18				30
	4.0	1	4	15					57 [C]
	6.0	1	2	7					13 [A]
HBZ1	2.0	2	9	6	26	26	3	12	56 [A]
	4.0	1	1	3	2		3	2	9 [A]
	6.0	1	1	2	2	4	3	2	4 [D]
	p.0.6	5	7	8	10			8	16 [A,B]
	p.0.9	3	5	6	8			6	11 [A,B]
HBZ2	4.0	1	1	5			1	3	14 [A]
	6.0	1	1	2			1	2	6 [A]
	p.0.9	3	3				1	5	8 [B]

FLB:flange local buckling

WLB:web local buckling

FCR:flange crack

[A]:axial beformation limit of column

[B]:break off of bracing

[C]:collapse of frame

[D]:large deformation of beam and column

5.3. 解析

5.3.1. 解析 I

解析 I では、Fig.5.9 に示すように、筋違材と周辺骨組を別々に解析し、柱の軸方向変位の影響を無視し、同一水平変位時の筋違材と周辺骨組の抵抗を加えることにより、筋違付骨組の抵抗とした。柱、はり、筋違材のそれぞれの断面を Fig.5.10 に示すように断面積、断面二次モーメント、全塑性モーメントが H 形断面と等価な 3 点モデルに仮定している。材料の応力-ひずみ関係は第 2 章で求めた、バウシinger 効果と、繰返し硬化を考慮した I-K モデルを用いる。筋違材は、ガセットプレートが充分剛であると考えてガセットプレート端で回転固定されている引っ張り・圧縮材と考え 4.4 節で述べた方法により解析した。周辺骨組は、対称性を考慮して骨組みの 1/4 部分を取り出して解析した。Fig.5.11 に示すように柱、はり材は半スパンを 6 等分し、各々の要素内では、軸ひずみ、曲率が直線的に変化するものと仮定している。接合部のせん断変形は無視し、接合部内での垂直応力は材の端部では 0 となるので、同図に示すように曲げモーメントが直線的に変化するものとして、接合部の曲げ変形のみを考慮した。対角線方向加力を行っているため、荷重 P の方向が骨組の変形に伴って変化するので 以下のような取り扱いをする。

試験機による鉛直荷重 $2N$ は、骨組の水平変形 δh により右側の柱では $N - \Delta N$ 、左側の柱では $N + \Delta N$ に分かれる。載荷用フレームを単純ばりと考えれば Fig.5.12 より ΔN と δh の関係は

$$\Delta N = N \frac{\delta h}{L_b} \quad (5.1)$$

但し L_b は はりの材長である。

変形後の荷重 P と水平方向とのなす角を θ とすれば、水平成分 H と垂直成分 V は

$$H = P \cos \theta \quad (5.2a)$$

$$V = P \sin \theta \quad (5.2b)$$

左側柱の上部節点および下部節点での釣合条件式は、変形前の材軸方向の力を N 、材軸に直交方向の力を Q とし、柱、はりのそれぞれの諸量に添字 c 、 b を付けて示すと、Fig.5.

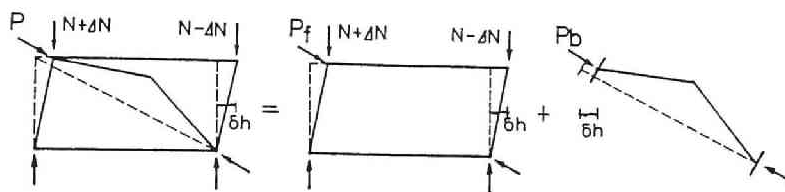


Fig.5.9

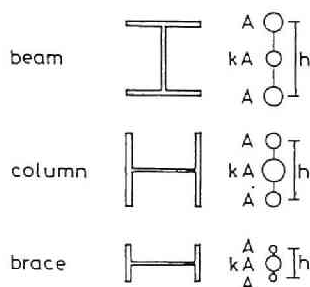


Table 5.5 3-Points Model

		k	h (cm)
beam	H-100x100x6x8	0.182	8.76
column	H-100x100x6x8	1.493	6.48
brace	H-100x50x5x7	2.664	3.31
	H-100x50x3.2x3.2	2.613	3.17

Fig.5.10 3-Points Model

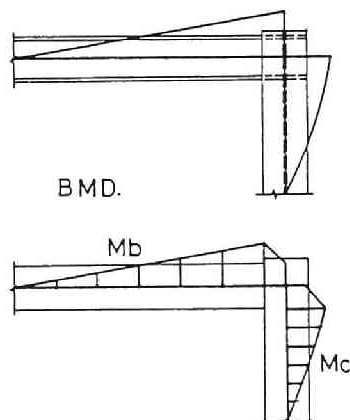


Fig.5.11 Bending Moment Distribution

13 に示すように

$$Q_c + N_b = H \quad (5.3a)$$

$$Q_b + N_c = N + \Delta N + V \quad (5.3b)$$

$$N_b - Q_c = 0 \quad (5.3c)$$

$$N_c - Q_b = N - \Delta N \quad (5.3d)$$

柱、はり材のモーメントの釣合条件式より、柱の材長を L_c とすれば

$$2M_c = N_c \delta h + Q_c L_c \quad (5.4a)$$

$$2M_b = Q_b L_b \quad (5.4b)$$

変形後の筋違材の長さを柱の垂直変形を無視し近似的に $\sqrt{5}L_c + 2\delta h/\sqrt{5}$ とすれば (5.3)～

(5.4) 式は

$$N_c = N + \frac{P}{2} \cdot \frac{\sqrt{5}}{5+2\frac{\delta h}{L_c}} \quad (5.5a)$$

$$N_b = \frac{P}{2} \cdot \frac{\sqrt{5}(2-\frac{\delta h}{L_c})}{5-2\frac{\delta h}{L_c}} \quad (5.5b)$$

$$Q_c = \frac{P}{2} \cdot \frac{\sqrt{5}(2-\frac{\delta h}{L_c})}{5+2\frac{\delta h}{L_c}} \quad (5.5c)$$

$$Q_b = \frac{P}{2} \cdot \frac{\sqrt{5}}{5-2\frac{\delta h}{L_c}} + \frac{N}{2} \cdot \frac{\delta h}{L_c} \quad (5.5d)$$

$$M_c = M_b = \frac{1}{2} [N\delta h + \frac{P}{2} \cdot \frac{2\sqrt{5}L_c}{5-2\frac{\delta h}{L_c}}] \quad (5.5e)$$

上式から明らかなように右辺は非線形となっている。しかし $\delta h/L_c$ は柱の部材角であり、1に比して充分小さいと考えられるので、(5.5)式を増分表示する際には、増分に関する一次の項のみを考える。

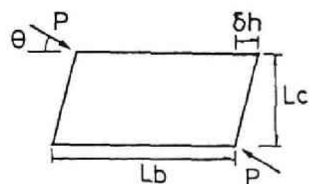
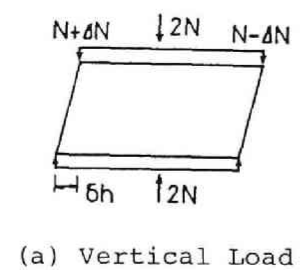


Fig.5.12

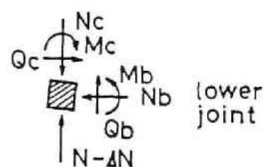
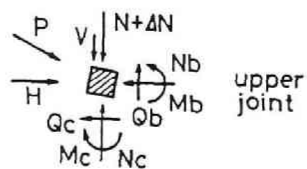


Fig.5.13

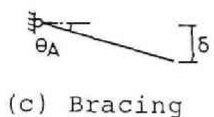
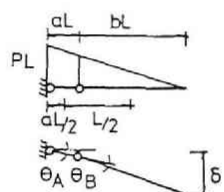
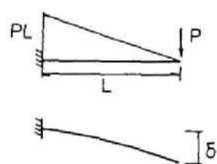


Fig.5.14

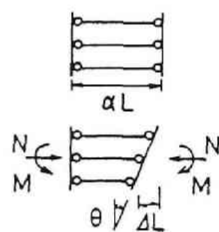


Fig.5.15 Elastic Plastic Hinge

5.3.2. 解析Ⅱ

解析Ⅰでは筋違と周辺骨組の相互作用を無視しているので、比較的周辺骨組に比して筋違材の剛性、耐力が小さい場合は問題が少ないが、本実験のように筋違材の横力分担率が大きく、骨組にも大きな軸力が導入される場合には、筋違付骨組として一体的に解析する必要がある。筋違と骨組の相互作用を考慮した第一次近似的な挙動を解析するために、ここでは若林・柴田が提案している弾塑性ヒンジ法 [4.43] の考え方をを用いる。水平荷重のみを受ける骨組の曲げモーメント分布は比較的単純であると考えられるので、ここでは Fig.5.14 に示すように、柱、はり材のスパンの半分を片持ばりと考え、(b) 図に示すように A、B 点に弾塑性バネを挿入して、片持ばりの挙動と類似するようバネ A、B の定数を定める。バネ定数はバネからバネまでの長さの中央点までをバネの支配長さと考え、この長さの逆数に比例するものとする、バネ定数 K_A , K_B は

$$K_A = \frac{C}{aL} \quad (5.6a)$$

$$K_B = \frac{C}{L} \quad (5.6b)$$

弾性域における片持ばり先端のたわみを δ とすると

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{PL^3}{3EI} = \theta_A L + \theta_B bL = \frac{M_A}{K_A} L + \frac{M_B}{K_B} bL \\ &= \frac{PL^3}{C} (1-a+a^2) \end{aligned}$$

したがって定数 C は

$$C = 3EI(1-a+a^2) \quad (5.7)$$

このバネの弾塑性域における挙動は Fig.5.15 に示すように一様応力を受ける長さ $\alpha_A L$, $\alpha_B L$ の要素の挙動によりちとめられるとすれば (5.6)、(5.7) 式より

$$\alpha_A = \frac{a}{3(1-a+a^2)} \quad (5.8a)$$

$$\alpha_B = \frac{1}{3(1-a+a^2)} \quad (5.8b)$$

となる。a の値は塑性域での挙動が比較的連続体の挙動に近くなるように決定する。

筋違については、Fig.5.14(c) に示すように材端部のみにバネを挿入する。 この場合は、バネ定数 K_A は次式ようになる。

$$K_A = \frac{3EI}{L} \quad (5.9)$$

従って要素の長さを αL とすると、 $\alpha = 1/3$ となる。

これらのバネは曲げモーメントと軸力を受けて、回転と軸方向変形を生じ、残りの直線部材は曲げについては充分剛と考え、軸力のみにより生じる変形を考慮することにする。

(i) 柱、はり材

Fig.5.16 に示すように、周辺骨組のガセットプレート部分および柱、はり接合部は剛であると考えて、両端に剛域をもち、中間にA～Dの4つの弾塑性バネを有する材と考える。 柱、はり材は比較的細長比が小さいものと考え、全体的なN δ 効果は考慮するが、近似的に曲げモーメント分布は材長方向に直線的に変化するものとする、釣合条件式は

$$M_{\bar{A}} + M_{\bar{B}} + NRL + QL = 0 \quad (5.10a)$$

$$M_A = (1-c)M_{\bar{A}} - cM_{\bar{B}} \quad (5.10b)$$

$$M_B = -cM_{\bar{A}} + (1-c)M_{\bar{B}} \quad (5.10c)$$

$$M_C = (1-c-d)M_{\bar{A}} - (c+d)M_{\bar{B}} \quad (5.10d)$$

$$M_D = -(c+d)M_{\bar{A}} + (1-c-d)M_{\bar{B}} \quad (5.10e)$$

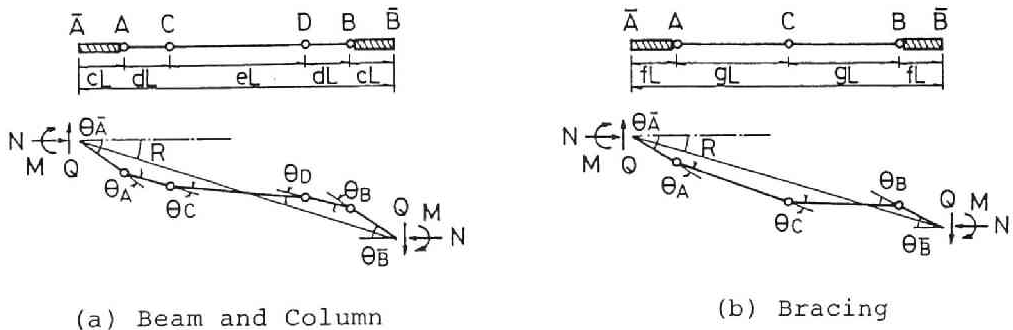


Fig.5.16 Analytical Model

幾何学的な変形の関係は

$$\theta_{\bar{A}} - \theta_A - \theta_C + \theta_D + \theta_B = \theta_{\bar{B}} \quad (5.11a)$$

$$R = (c+d)(\theta_{\bar{A}}+\theta_{\bar{B}}) - d(\theta_A+\theta_B) + e(\theta_{\bar{A}}-\theta_B-\theta_D) \quad (5.11b)$$

バネ部分の応力-ひずみ関係式は、(3.4)式よりバネ長さを $\alpha_i L$ 、バネの軸方向変形、回転変形を ΔL_i 、 θ_i とすれば

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{M}_i \end{Bmatrix} = \frac{1}{\alpha_i L} \begin{bmatrix} K11, & K12 \\ K21, & K22 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\Delta L}_i \\ \dot{\theta}_i \end{Bmatrix} \quad (5.12a)$$

または

$$\begin{Bmatrix} \dot{M}_i \\ \dot{\Delta L}_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C11, & C12 \\ C21, & C22 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\theta}_i \\ \dot{N} \end{Bmatrix} \quad (5.12b)$$

部材の軸方向変形は、各々のバネおよび直線部材の軸方向変形に、部材角 R により生じる軸方向変形のみを考慮すれば

$$\dot{\Delta L} = LRR + \dot{\Delta L}_A + \dot{\Delta L}_B + \dot{\Delta L}_C + \dot{\Delta L}_D + \dot{\Delta L} \quad (5.13)$$

上式の第1項は幾何学的な変形に伴う伸縮であり、第2～第5項はバネ部分の軸変形、第6項が直線部材による変形である。

以上の式をすべて増分で示し、材端力と変形の関係にまとめれば、

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{Q} \\ \dot{M}_{\bar{A}} \\ \dot{M}_{\bar{B}} \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} \dot{\Delta L} \\ \dot{R} \\ \dot{\theta}_{\bar{A}} \\ \dot{\theta}_{\bar{B}} \end{Bmatrix} \quad (5.14)$$

(5.10a)式より明らかなように、第3項に非線形項を含んでいる。

(ii) 筋違材

Fig.5.16(b) に示すようにガセットプレートは充分剛であると考えて、両端に剛域

をもち、中間に3つの弾塑性バネを有する材と考える。 材全体および各部分について釣合条件式は

$$M_{\bar{A}} + M_{\bar{B}} + NRL + QL = 0 \quad (5.15a)$$

$$M_A = M_{\bar{A}} + N\theta_{\bar{A}}fL + QfL \quad (5.15b)$$

$$M_C = M_{\bar{A}} + N[\theta_{\bar{A}}fL + (\theta_{\bar{A}} - \theta_A)gL] + Q(f+g)L \quad (5.15c)$$

$$M_B = M_{\bar{B}} + N\theta_{\bar{B}}fL + QfL \quad (5.15d)$$

幾何学的な変形の関係より

$$\theta_{\bar{A}} - \theta_A - \theta_C + \theta_B = \theta_{\bar{B}} \quad (5.16a)$$

$$R = f(\theta_{\bar{A}} + \theta_{\bar{B}}) + g(\theta_{\bar{A}} + \theta_{\bar{B}} - \theta_A - \theta_B) \quad (5.16b)$$

全体的な材の伸縮変形 ΔL は、各々のバネの軸変形、直線部材の軸変形と幾何学的な変形成分の和で表し、増分に関する1次の項のみをとれば、次式ようになる。

$$\begin{aligned} \Delta \dot{L} = & -fL[(\theta_{\bar{A}} - R)(\dot{\theta}_{\bar{A}} - \dot{R}) + (\theta_{\bar{B}} - R)(\dot{\theta}_{\bar{B}} - \dot{R})] \\ & -gL[(\theta_{\bar{A}} - \theta_A - R)(\dot{\theta}_{\bar{A}} - \dot{\theta}_A - \dot{R}) + (\theta_{\bar{B}} - \theta_B - R)(\dot{\theta}_{\bar{B}} - \dot{\theta}_B - \dot{R})] \\ & + \Delta \dot{L}_A + \Delta \dot{L}_B + \Delta \dot{L}_C + \Delta \dot{L} \end{aligned} \quad (5.17)$$

弾塑性バネの応力-ひずみ関係は、柱、はり材の場合と同様であるから、上式をすべて増分で示し、材端力と変位の増分の関係にまとめれば、柱、はり材と同様に下式のようになる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{N} \\ \dot{Q} \\ \dot{M}_{\bar{A}} \\ \dot{M}_{\bar{B}} \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} \dot{\Delta L} \\ \dot{R} \\ \dot{\theta}_{\bar{A}} \\ \dot{\theta}_{\bar{B}} \end{Bmatrix} \quad (5.18)$$

釣合条件式より明らかなように、筋違材の場合はすべての式に非線形項が含まれている。

解析に用いた筋違付骨組のモデル化を Fig.5.20 に示す。

5. 3. 3. 材端に拘束変形を受ける筋違材の変形挙動

骨組に剛に接合された対角筋違を有する筋違付骨組を一体的に解析する必要があるのは、第1に筋違からの軸力が、周辺骨組に軸力として導入され、この軸力の周辺骨組の挙動に及ぼす効果を考える必要があることであり、第2にラーメン変形および座屈変形に伴う筋違材の曲げモーメントが、骨組の曲げモーメントと同じオーダーになる場合も存在することが考えられるからである。筋違からどの程度の軸力が導入されるかは比較的簡単に求めることが可能である。ここでは筋違付骨組の解析に先立って Fig.5.17 に示すように両端ピン支持柱に支えられた剛なはりがあり、このはりに両端に剛なガセットプレートに有する筋違材が緊結されている場合を考え、このような筋違材およびガセットプレートにラーメン変形および座屈変形によりどの程度の曲げモーメントが生じるかを検討する。柱の変形に伴う鉛直変形を無視すれば、Fig.5.18に示すように筋違材の部材角 R と軸方向変位 Δl の関係は、材長を l とすれば $\Delta l/l = RL/H$ となる。スパンと階高の比 $L/H = 1$ の場合について、 $\Delta l_y = \epsilon_y l$ を材の降伏軸方向変形として $\Delta l/\Delta l_y = 5, 10, 20$ の3種類の変位振巾について解析を行った。骨組に導入される軸力、曲げモーメントが問題になるのは、細長比が小さい筋違材であり、ここでは $\bar{\lambda} = \sqrt{\sigma_y/\sigma_e} = 0.5$ の場合を取り扱う。ここで σ_y は降伏応力、 σ_e はガセットプレート内端から内端までの半分を座屈長さと考えた場合の筋違材のオイラーの座屈応力である。筋違は矩形断面材とし、断面は3点モデルにモデル化した。解析は材に材長の $1/1000$ の元たわみを与えることにより行っている。

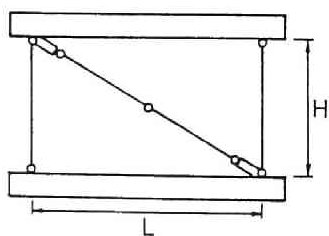


Fig.5.17 Model of Bracing

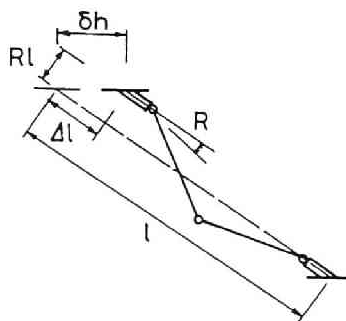


Fig.5.18 Deformation of Bracing

第1サイクルの圧縮および引っ張り加力所定変形時における筋違材およびガセットプレートの曲げモーメント分布を Fig.5.19 に示す。曲げモーメントは材の降伏モーメントで除した無次元量 $m=M/M_y$ で示す。曲げモーメントは一般に直線分布にはならないが、ここでは材を弾塑性ヒンジ以外は曲げに対して剛な材と仮定しているので、直線分布となる。一般に圧縮加力時では、変位振巾が大きいほど曲げモーメントが大きくなるが、ガセットプレート部の曲げモーメントは筋違端部の曲げモーメントとそれほど差はなく、ガセットプレートの長さにもあまり関係していない。曲げモーメントの最大値は $\Delta l/\Delta l_y=20$ の場合で降伏モーメントの 1.3倍程度である。引っ張り加力時では、筋違部分の曲げモーメントは当然のことながら小さくなるが、ガセットプレート端では比較的大きな曲げモーメントの値となっている。一般に変位振巾が小さい場合は圧縮加力時に比して曲げモーメントの値は全般的に小さいが、変位振巾が大きく、ガセットプレート長が大きくなると、ガセットプレート端の曲げモーメントは大きくなりこの解析例では $\Delta l/\Delta l_y=20$ の場合、最大で降伏曲げモーメントの約 1.6倍となっている。この値は変位振巾が増大すれば、さらに大きくなる。この圧縮および引っ張り時の材端部における曲げモーメントの値が、周辺骨組の抵抗モーメントに比して充分小さければ、その影響を無視しても問題はないが、同じオーダーの場合はその影響を考慮に入れた解析が必要である。また筋違材両端部の曲げモーメントに差がなければ、両端部を固定として材長の半分を取り出した解析が可能であるが、差が大きくなれば応力、ひずみ履歴が異なるものとなり、崩壊のプロセスに影響を及ぼすことが考えられる。

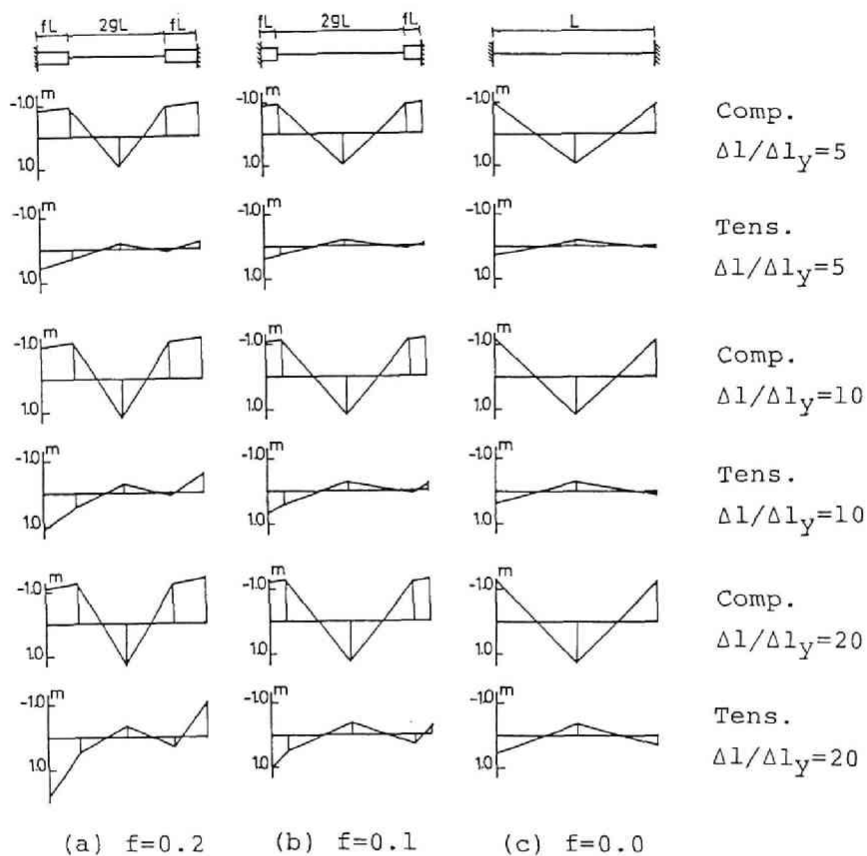


Fig.5.19 Bending Moment Distributions

5.4. 考察

荷重－変位関係の解析値を Fig.5.4～5.6 に示す。筋違のない単位骨組の場合は、ほぼ解析値と実験値は一致しているが、変位振巾が大きくなるに従って、実験では柱フランジ、ウェブに局部座屈が早期に発生し、最大耐力以降の負勾配が大きくなっている。

筋違付骨組の解析Ⅰと解析Ⅱを比較すると、筋違圧縮側では両者の相違はあまりなく、筋違引っ張り時に差が大きい。これは主として筋違引っ張り時に、柱、はりに導入される軸力によるものと考えられ、柱、はりへの筋違による導入軸力を無視した解析Ⅰでは耐力を過大評価したこととなり、解析Ⅱの結果の方が実験値と良く一致している。Fig.5.5(d)に一定変位振巾 $\delta h_a = 20\text{mm}$ の場合の H Z 1 供試体の周辺骨組の負担せん断力と水平変位の関係を示す。正載荷時は、単位骨組のみの挙動とあまり差は認められないが、負載荷時は、柱、はりの軸力が大きくなるため、耐力も小さく、最大耐力以降の負勾配も大きくなっている。従って、筋違による周辺骨組への導入軸力が大きい場合は、その影響を考慮した解析を行う必要がある。又ラーメン変形と座屈変形により生じる筋違材の端部モーメントは、変位振巾の小さい $\delta h_a = 2.0\text{cm}$ の場合は、筋違圧縮側で筋違の降伏モーメントの1.4 倍程度であるが、変位振巾の大きい $\delta h_a = 6.0\text{cm}$ の場合は、筋違引っ張り側で降伏モーメントの2 倍強に達しており、筋違からの軸力だけでなく、筋違圧縮側および大変形時の引っ張り側では、曲げモーメントの影響も考慮する必要がある。変位振巾が小さい場合、初期の数サイクルは解析値と実験値は良く一致している。変位振巾、サイクル数の増加とともに、実験値は筋違材の座屈変形、塑性伸びによる劣化の他、局部座屈、亀裂の発生により、繰返し載荷による耐力の低下が、解析に比して大きくなっている。

Fig.5.21 に H Z 1 供試体の筋違中央部における座屈変形時の曲げ圧縮および曲げ引っ張り側点要素のひずみ履歴の解析値を示す。これは、筋違のみを取り出し、断面を5 点モデルに仮定し、両端部を固定として水平変位に対応する軸方向変形を与えた場合の結果である。一定変位振巾の場合も、漸増変位振巾の場合も、変位振巾が大きいほど、曲げ圧縮側点要素のひずみは大きく、ひずみの変動巾も大きくなる。サイクル数が増加しても最大圧縮ひずみの値に変化は少なく、ほぼ一定のひずみを保ち、漸増変位振巾の場合は、ひずみの変動巾が大きくなっていく。最大引張ひずみは、一定変位振巾実験の場合は、繰返しサイクル数の増加とともにやや増加する程度であるのに対し、漸増変位振巾

の場合は、サイクル数の増加とともに漸増していく。ひずみの変動巾は、変位振巾が大きいくらい大きくなっており、圧縮側部分と引張側部分のひずみの変動巾を比較すれば、変位振巾が小さい領域では、圧縮側が大きく、変位振巾が大きくなるにつれて両者の値はほぼ一致するようになる。また最大圧縮ひずみと最大引張ひずみを比較すれば、変位振巾が大きくなると引張ひずみの方が大きくなっている。図心のひずみは、圧縮ひずみと引張ひずみの平均値であり、一定変位振巾下では第2サイクル以降あまり変化していないのに対し、漸増変位振巾下では、変位振巾の増大とともに、引っ張りひずみが蓄積されていくことがわかる。

Fig.5.22に塑性水平変形と柱および筋違材の塑性回転角の一般的な関係を示す。

柱の場合、水平変位と回転角の関係は第1次近似的には線形であると考えられるのに対し、筋違材の場合は非線形となり、塑性的な伸縮ひずみが無視出来れば、水平変位は回転角の2乗に比例することとなり、筋違材の回転変形は水平変位がそれ程大きくない領域でも大きいことがわかる。

これらの結果とTable 5.4 の筋違材の劣化挙動を比較する。筋違材の板要素の巾厚比が極めて小さいH Z 1 供試体 ($b/t_f=3.6$) では、局部座屈が生じているものもあるが、圧縮ひずみの最大値はそれ程変動しないため、局部座屈変形はサイクル数が増加してもそれ程進展していない。亀裂は全て材中央部でなく、応力集中が大きいと考えられる材端部で、座屈変形時に曲げ圧縮応力を受ける部分に発生している。引張側ひずみの方がひずみの絶対値は大きいと考えられるから、この亀裂はひずみ変動の影響で生じており、低サイクル疲労による亀裂であると言える。一定変位振巾実験の場合は、繰返し回数が多い $\delta h_a=2.0\text{cm}$ の場合にのみ、曲げ引張側にも亀裂が生じているが、他の場合はそれ以上の亀裂の進展が認められなかったのに対し、漸増変位振巾実験では、曲げ引張側のひずみが漸増していくため、曲げ圧縮フランジに続いて曲げ引張側フランジにも亀裂が生じ、ウェブのみでつながって破断直前の状態に至っている。筋違フランジの巾厚比が小さいH Z 2 供試体 ($b/t_f=7.8$) の場合は、いずれも第1 ($W=1$) および第2 ($W=1$) 載荷時に座屈変形に伴う曲げ圧縮側および曲げ引張側フランジに局部座屈が発生するため、やや様子が異なり、曲げ引張側から亀裂が生じる場合もあるが、いずれも材端部に比して先に局部座屈が生じる材中央部の方が損傷はげしく、一定変位振巾実験では、引張、圧縮両フランジともに亀裂が進展してウェブのみでつながっている状態であり、漸増変位振巾実験では材中央で破断している。一方柱材は、大きな軸力が導入されるH Z 1 供試体

がH Z 2 供試体に比して局部座屈、亀裂の発生は早く軸方向変形も大きくなっている。

一定変位振巾実験結果をみると、筋違は比較的早期に局部座屈、亀裂の発生により劣化が生じるが、その後は一般にひずみの値、変動巾ともに減少し、幾何学的な変化のみにより伸縮が生じると考えられるため、以降の損傷の進展が緩やかとなるのに対し、骨組では局部座屈、亀裂の発生が、軸力が作用しているためにさらに劣化を進めることとなり、一般に実験終了後の状態は周辺骨組の損傷が著しくなっている。一方漸増変位振巾実験では、筋違材が引張側で常に新しい塑性変形を受けるため、局部座屈、亀裂等が生じておればその部分に損傷が集中すること、初期の小さい変形領域では、筋違は比較的大きなひずみを生じているが、骨組にはそれほど大きなひずみが生じないと考えられ、実験終了後の状態では、筋違の損傷がいちじるしく、H Z 2 供試体では破断、H Z 1 供試体では破断直前の状態になっている。極めて巾厚比の小さい筋違を有するH Z 1 供試体では次のサイクルで破断が生じると考えられ、破断時の引張ひずみ ($\Delta l/l$) は約 5.55 % となり、H Z 2 供試体が引張ひずみで約 3.5% 時に破断しているのと比較すれば、極端に巾厚比が小さく、局部座屈が生じない筋違材では、破断時の伸び変形がやや大きくなることがわかる。

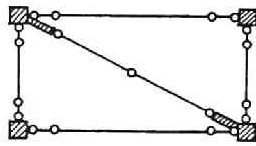
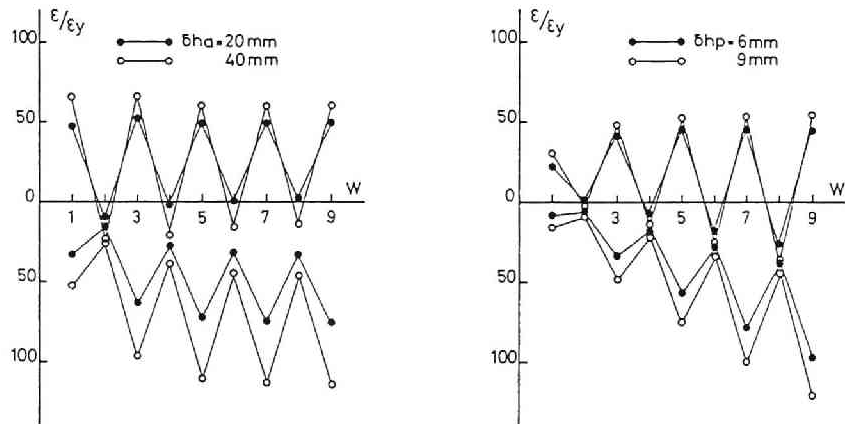


Fig.5.20 Model of Braced Frame



(a) Constant Deformation Amplitude Test

(b) Incremental Deformation Amplitude Test

Fig.5.21 Strain History
(Center of Bracing)

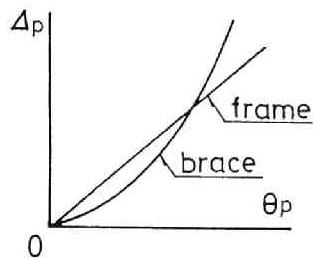
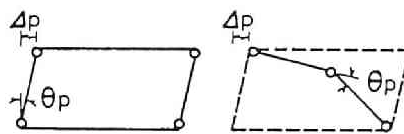


Fig.5.22 Plastic Deformation
of Column and Brace

5. 5. 結論

細長比が小さく、横力分担率の大きい対角筋違を有する筋違付単位骨組の変形ならびに崩壊挙動を調べるために、Fig.5.1 に示すようなH形断面材を用いた供試体について、一定変位振巾ならびに漸増変位振巾交番繰返し載荷実験を行い、骨組と筋違の相互作用を考慮した場合と無視した場合の2種類の解析結果と比較検討した結果、以下のことが明らかとなった。

荷重－変位関係は、本実験のように筋違材細長比が小さい場合でも、横力分担率が大きいと座屈後の耐力低下は大きい。 単一筋違付骨組であるので、一定変位振巾下で繰返し載荷を受けると、筋違圧縮、引張側ともに耐力は低下していき、圧縮側除荷時の剛性が低い紡錘形のループに近づくが、漸増変位振巾下では、負載荷部分でスリップ形のループを示し、局部座屈、疲労亀裂の発生等劣化が生じるまでは、引張側ではほぼ一定の耐力を、圧縮側ではある程度低下した後ほぼ一定の耐力を示している。 筋違の剛性、耐力が大きな本実験の場合には、筋違と骨組の相互作用が大きく、筋違と骨組を独立に解析した場合には、実験結果を精度よく追跡することが困難であり、一体的な解析を行う必要がある。

筋違材のラーメン変形および座屈変形により、どの程度の曲げ応力が筋違材およびガセットプレートに生じるかを検討するために行った解析によれば、骨組に剛に接合された筋違及びガセットプレートにラーメン変形及び座屈変形により生じる曲げモーメント分布は以下のようになる。 筋違圧縮側では、座屈変形によりガセットプレート部はほぼ一定の曲げモーメントを示し、曲げモーメントの大きさは筋違の端部モーメントとほぼ等しくなる。 一方筋違引張側では、筋違と周辺骨組のラーメン変形に依存するが、最終的には、水平変形とガセットプレート長が大きいほど、大きな曲げモーメントの値を示し、筋違材の降伏モーメントよりもかなり大きな値を示す場合もある。 従って、筋違材の曲げ抵抗と骨組部材の曲げ抵抗が同じオーダーであれば、その影響を考慮した解析が必要である。

筋違中央部または端部の最外縁要素のひずみ履歴は、細長比の小さい本実験の場合、一定変位振巾では圧縮ひずみ、引張ひずみとも第2サイクル以降あまり変化せず、ひずみの変動巾は圧縮ひずみが大であり、ひずみの大きさでは引張ひずみが大である。 漸増変位振巾下では、最大圧縮ひずみは変位振巾の増大に従って、やや増加する程度であるが

、最大引張ひずみは変位振巾の増大とともに増加する。ひずみの変動巾もサイクル数の増加とともに漸増するが、圧縮ひずみの変動巾の方が引張ひずみの変動巾よりも大である。このように、曲げ応力の大きい材中央部または材端部の最外縁ひずみ履歴は、材の細長比と変位履歴に関係していることがわかる。

筋違付骨組の崩壊モードについてみると、筋違の横力分担率が大きいほど骨組への導入軸力が大きく、柱フランジ、ウェブの局部座屈、亀裂が早期に発生し、柱の鉛直変位も大きい。筋違材のフランジ巾厚比がやや小さい $b/t_f=7.8$ の場合は、早期に局部座屈が生じ、最初に局部座屈を生じる材中央部の損傷が大きい、フランジ巾厚比の極端に小さい $b/t_f=3.6$ の場合は、ほとんど局部座屈変形が生じず、応力集中の大きい材端部に疲労亀裂を生じ、材端部の損傷が大きい。最終的な状態は、一定変位振巾実験では、周辺骨組の損傷が大きく、漸増変位振巾実験では筋違材の損傷が大きい。第4章で述べたように一定変位振巾実験では、筋違材は初期に局部座屈、亀裂等が生じると、以降の劣化が緩和されることがあり、一方柱材では、局部座屈、亀裂が劣化を進行させるため、周辺骨組の損傷が最終的には大きくなるものと考えられる。筋違材の崩壊を破断であると考えれば、破断時の伸び能力を検討するためには漸増変位振巾実験を行う必要がある。本実験では $b/t_f=7.8$ の材では局部座屈により $b/t_f=3.6$ の材に比して破断時の変形がかなり小さくなっている。

第6章 結論

鋼構造物または部材の繰返し加力時の弾塑性変形挙動、崩壊挙動を明確にするためには、構造物のモデル化のみでなく、構造材料の構成式を構造解析に比較的簡単に適用出来、かつ構造物のモデル化と同程度の精度を有するものとして、確立しておく必要がある。本研究では、鋼材の力学的特性のうち構造物の変形挙動に大きな影響を及ぼすと考えられる、ひずみ硬化、バウシinger効果、繰返し硬化（軟化）現象を考慮した応力-ひずみ関係モデルを提案し、このモデルを用いて単純応力状態のみでなく、複合応力が卓越するような構造物または構造部材の変形挙動を解析した。解析に際し、考えている現象が簡明に把握できることを目的に、実験的な知見に基づき、構造物のモデル化を行っている。また繰返し載荷をうけて比較的早期に崩壊する筋違材および筋違付骨組については、その弾塑性変形性状だけでなく、崩壊性状についても実験的に検討した。以下に各章で得られた結論を述べる。

第2章では、応力空間上で、等方硬化と移動硬化の組み合わせ硬化理論に従う負荷曲面と、移動硬化域を規定する曲面の2つの曲面を有する応力-ひずみ関係モデルを提案した。このモデルは、軟鋼材の一定ひずみ振巾交番繰返し実験において、繰返し硬化または軟化の後、原点に対称な定常応力-ひずみ関係に収束するという挙動[2.1,2.4]を、前者については組み合わせ硬化理論に従う負荷曲面で、後者については移動硬化を規定する曲面で示したものである。負荷曲面は、その中心の位置が移動硬化域を規定する曲面内を動く時は、移動硬化のみを示し、曲面上を動くときは、組み合わせ硬化が生じるものとする。組み合わせ硬化が生じると必ず移動硬化を規定する領域が拡大するため、最終的には応力-ひずみ関係は定常状態を示す移動硬化に収束することになる。モデルは線形硬化を仮定しているため、構造物の挙動の重要な影響を及ぼすと考えられるバウシinger効果を取り入れるために、直列モデルを考え、基本となる単純応力状態における応力-ひずみ関係が tri-linear 形の範囲で定常状態の応力-ひずみ関係[2.1]と良好な一致を示すように、等方硬化と移動硬化の割合を示す組み合わせ硬化のパラメーターを、相当応力の線形関数として試行的に求めた。また本モデルの一般的な複合応力下における応力-ひずみ関係を、組み合わせ硬化に対しては田中[2.10]と同じ考え方で導いた。鋼板の実験から得られた垂直応力とせん断応力の組み合わせ応力状態の応力-ひずみ関係と、本モデルによる関係はほぼ一致しており、一定垂直応力下で定せん断ひずみ振巾交番繰返し応力実験結果により示される、垂直応力が大きいほどせん断応力に対する繰返し硬化現象が大きく現れ、最終的なせん断抵抗が大きくなるという過程を明瞭に理解すること

が出来、本モデルは単純応力状態だけでなく複合応力状態に対しても有効なものであることが明らかとなった。

第3章では単純応力状態だけでなく、複合応力状態を示す柱、はり要素の一般化応力-一般化ひずみ関係を、2章で提案した応力-ひずみ関係モデルを用いて解析した。材断面を、材せい方向にいくつかの点に集約させた点要素モデルを仮定している。このことにより、計算が簡単になるだけでなく、生じている現象を際立たせることにより端的に把握することが可能となる。また材料の応力-ひずみ関係に Masing Type の bi-linear形移動硬化モデルを用いた場合との比較を行い、材料的な繰返し硬化現象と構造的な繰返し現象の関係に注目して検討した。

3.1節では、一定軸圧下における定曲率振巾交番繰返し曲げモーメント-曲率関係が bi-linear形応力-ひずみ関係を用いた場合は、軸圧の大きさのいかんにかかわらず、構造的な繰返し硬化現象により、軸圧0の場合の曲げモーメント-曲率関係に収束していくのに対して[3.5,3.7]、tri-linear 形の場合は、材料的な繰返し硬化現象が構造的な繰返し硬化現象に加わり、軸圧が高い程最終的には大きな曲げ抵抗を示すようになることが示された。しかし現実の材料は無限にひずみ硬化が生じることはなく、応力の大きさには限界があるため bi-linear形の移動硬化モデルに応力の上限值を設定した場合について、一定曲率振巾下で交番繰返し曲げを受ける際の、定常状態の曲げモーメント-曲率関係に対する解析解を導き、各定曲率振巾時の定常状態の曲げモーメントの値を結んで出来る骨格曲線が、限界応力の大きさによりどのように変化するかを示すとともに、応力に限界値がなければ変形硬化と交番塑性現象のみが生じるのに対して、限界値を設定すると漸増崩壊現象も生じることになり、軸力と曲率振巾平面上で、応力の限界値の値に応じてどのような領域で変形硬化、交番塑性、漸増崩壊現象が生じるかを明らかにした。

3.2節では、H形断面材に軸力・せん断力・曲げモーメントが作用するときの材要素の変形挙動を、ウェブに垂直応力とせん断応力の複合応力-ひずみ関係を用い、フランジの枠組み効果を無視して解析した。解析の結果、曲げが卓越する場合は、材の曲げ抵抗は軸力の影響を大きく受け、軸方向ひずみの進展が大きく、ウェブは複合応力を受けているため、せん断ひずみもある程度大きくなるが、せん断が卓越する場合は、軸圧による垂直応力はウェブの降伏によりフランジに流れるため、材のせん断抵抗は軸圧の影響をあまり受けず、またフランジが弾性域にあるため、軸ひずみ、曲率の進展も少ないことが明らかとなった。このことより、繰返し硬化現象は曲げ降伏形の場合が大きく、せん断降伏

形ではそれほど大きくないことが示された。一定軸圧下に於いて、曲げモーメントとせん断力が比例的に変動する場合の、単調載荷時の各点モデル要素の降伏条件を $N \cdot Q \cdot M$ 座標上で示し、応力の組み合わせ状態により降伏条件がどのように変化するかを明らかにした。また繰り返し載荷時では、応力-ひずみ関係が bi-linear 形の範囲で、垂直応力とせん断応力が作用するウェブで、降伏関数の中心の座標と、それぞれの応力に対応するひずみの塑性成分の間に比例関係が存在することを用いて、変形硬化解析を行い、変形硬化限界における降伏曲面は、初期降伏曲面の軸力が 0 の場合の曲線を平行移動したものであることを示した。このことより、初期曲げ降伏形の材でも繰り返し載荷による硬化現象により、せん断降伏形に移行する場合が存在することが明かとなった。さらに、変形硬化限界における降伏曲線が、軸圧の大きさにかかわらず同一であるということから、曲げ・せん断変形挙動が軸圧の大きさにかかわらず、繰り返し応力を受けて、軸力 0 の場合の挙動に収束することが類推できる。

3.3節では、矩形板要素のねじれ挙動を複合応力-ひずみ関係を用い、板要素を応力の再分配が可能な最小の不静定断面である 3 点要素モデルに仮定することにより解析し、10 点モデルによる解析結果と比較することにより、3 点モデルでほぼ正確にその弾塑性変形挙動を追跡し得ることを示した。要素に降伏が生じると、垂直応力がせん断応力の少ない板要素の中心部に移動するため、ねじれ抵抗に対する軸圧の影響は第 2 章で求めた (σ 、 τ) 関係の場合に比して小さくなっている。また繰り返し載荷時では、軸圧が大きいほど材料的な繰り返し硬化と構造的な繰り返し硬化現象が大きくなり、最終的なねじれ抵抗が大きくなることが明かとなった。

3.4節では、構造物の変形解析に比較的簡単に導入できることを考慮して、一様な軸方向力を受ける H 形鋼フランジを、材長方向に対して主として曲げ抵抗する部分とねじれ抵抗する部分に分けてモデル化し、板要素を複合応力を受ける点モデル要素に仮定することにより解析した。単調圧縮応力時の板要素の変形能力は、短柱圧縮実験結果[3.32]とほぼ同じとなり、本モデルで一様な圧縮力を受けるフランジの局部座屈挙動を追跡することが可能であることが示された。また平均的な軸方向ひずみ振巾を一定にした交番繰り返し載荷時では、巾厚比により異なる材全体の平均的な応力-ひずみ関係が得られ、ある巾厚比を境に座屈変形が急速に増大する領域とあまり進展しない領域に分かれることが明かとなった。

3.5節では、3.4節で得られた局部座屈モデルをフランジの挙動と考え、曲げ抵抗には

それほど大きく寄与しないと考えられるウェブの局部座屈を無視して、一定軸圧下におけるH形断面材の曲げモーメントー曲率関係を解析した。局部座屈を考慮していない3.1節の結果と比較すると、局部座屈による耐力低下の割合は、フランジの巾厚比が大きく、軸圧が高いほど大きくなることが示された。また図心位置での軸ひずみの進展をみると、軸圧のない場合はフランジの巾厚比が大きいくほど大きくなっているのに対して、軸圧が存在する場合は、軸圧の変化による軸ひずみの進展が大きく、巾厚比の影響は小さいものであることが示された。以上はウェブの局部座屈を無視した場合の結果であり、実験結果[3.38]と比較した場合、本解析モデルにより、フランジの巾厚比の増加により、曲げ抵抗が低下していく様子はとらえられているが、ウェブの抵抗を低下させない限り、最大耐力時の変形、最大耐力以降の負勾配を追跡することは出来ないことが示された。このことから、曲げ抵抗にあまり寄与しないと考えられるウェブの劣化挙動が、要素の全体的な軸ひずみを増大させフランジの劣化を促進させることが明らかとなった。

4章では部材の挙動を示す。4.1節では、3.5節で求めたフランジの局部座屈を考慮した曲げモーメントー曲率関係を材の局部座屈部分に導入し、H形鋼柱の曲げ変形挙動を解析した。単純ばり形式のH形鋼柱の曲げ実験結果と比較した結果、計算値はフランジの局部座屈挙動のみを考慮しているため、劣化の初期の挙動は追跡しているが、崩壊過程を追究するためには、ウェブの局部座屈挙動とフランジの局部座屈に伴う曲げねじれ変形を考慮する必要があるものと思われる。

4.2節では、H形鋼短柱のせん断変形挙動を解析するため、3.2節のフランジの枠組み効果を無視した曲げせん断変形モデルとともに、フランジの枠組み効果を考え、フランジは曲げ変形+軸方向変形、ウェブは曲げ変形+せん断変形+軸方向変形を考慮し、有限個の点でウェブとフランジの変形の連続条件を考慮した変形モデルを提案した。これらのモデルによる解析の結果、フランジの枠組み効果は短柱の場合に大きく、この効果を考慮することにより、複曲率曲げせん断を受けるH形鋼柱の実験結果($L/H=2,4$)を精度よく追跡し得ることが示された。解析結果によれば、フランジの枠組み効果は L/H が6以上の場合には小さく無視出来ること、せん断降伏形と曲げ降伏形の境界は、軸力の大きさにより異なるが、せん断スパン比 $L/H=4\sim6$ であり、初期曲げ降伏形でも繰返し硬化により、せん断降伏形に移行する場合があることも示された。またせん断変形が卓越する材では、フランジが弾性領域にとどまる部分が多く、軸ひずみの進展が少ないため、繰返し载荷に対して安定した挙動を示すことが実験でも確認された。

4.3節では、板要素の巾厚比と、細長比を変化させたH形断面筋違材の繰返し載荷実験により、その復元力特性、崩壊過程がどのように変化するかを検討した。実験の範囲（ $\lambda=30, 60, 90$, $b/t_f=5.6, 7.8$ ）では、細長比、巾厚比の小さい材では局部座屈が比較的早期に生じ、材中央部から破断するが、細長比が大きく、巾厚比が極めて小さい材では、局部座屈は生じず、材端部より亀裂が発生し破断した。破断時の変形は巾厚比、細長比にかかわらず本実験の範囲ではほぼ一定で、材長の2.5~3.0%であり、引っ張り試験における一様ひずみと比較すれば極めて小さい値となっている。また材中央部、材端部における応力、ひずみ履歴を検討するために、筋違材を材せい方向および材長方向にいくつかの要素に分割することにより解析した結果、一般に細長比が小さい材ほど、最外縁のひずみは、圧縮、引っ張り側ともに大きな値を示し、繰返し載荷時のひずみ変動巾も大きいことが示された。このひずみ履歴を考慮することにより、筋違材の初期の劣化現象を類推することが可能であると思われる。

5章では、細長比が小さく（ $\lambda=35\sim40$ ）、横力分担率の大きな筋違を有するH形鋼単位骨組について、定変位振巾および漸増変位振巾交番繰返し水平加力実験を行い、その弾塑性変形性状ならびに崩壊過程を検討した。筋違のフランジ板要素の巾厚比は2種類（ $b/t_f=3.6, 7.8$ ）としている。横力分担率の大きい筋違材を有する骨組の場合は、骨組と筋違材の相互作用が大きいことが解析結果と実験結果から明らかとなった。筋違材はフランジ板要素の巾厚比により崩壊モードが異なり、巾厚比の極めて小さい場合（ $b/t_f=3.6$ ）は、局部座屈は生じず、材端部から疲労亀裂が発生するのに対し、巾厚比のやや小さい（ $b/t_f=7.8$ ）材では、早期に局部座屈が生じる材中央部の局部座屈部分から亀裂が進展した。また筋違材と柱、はり材の変形のメカニズムが異なることから、変位履歴により損傷状態が異なり、一定変位振巾実験の場合は周辺骨組の損傷が大きく、漸増変位振巾実験では筋違の損傷が大きいことが示された。

参考文献

第2章 文献

2. 1. Tanabashi, R., Yokoo, Y., Nakamura Tsuneyoshi and Yamamoto, A. : Load-Deflection Behaviors and Plastic Fatigue of Wide-Flange Beams Subjected to Alternating Plastic Bending, *Prat II*, 日本建築学会論文報告集、第176号、昭和45年10月、pp.25-33.
2. 2. 花井正美、黒羽啓明、吉村浩三、藤田文雄：鋼素材の低サイクル疲労に関する実験的研究、日本建築学会論文報告集、第184号、昭和46年6月、pp.29-37.
2. 3. 加藤勉、秋山宏、山内泰之：鋼材の応力-ひずみ関係に関する履歴曲線に関する実験則、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.937-938.
2. 4. 大橋義夫、川嶋紘一郎、水野貞男：繰り返し引っ張り・圧縮を受ける軟鋼の応力-ひずみ関係について、日本機械学会論文集、38巻、316号、昭和47年12月、pp.3029-3037.
2. 5. Prager, W. : A New Method of Analyzing Stresses and Strains in Work-Hardening Plastic Solids, *Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME*, Dec. 1956, pp.493-496.
2. 6. Ziegler, H. : A Modification of Prager's Hardening Rule, *Quart. Applied Mathematics*, Vol.17, No.1, 1959, pp.55-65.
2. 7. Iwan, W.D. : On a Class of Models for the Yielding Behavior of Continuous and Composite System, *Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME*, Sep. 1967, pp.612-617.
2. 8. Zienkiewicz, O.C., Nayak, G.C. and Owen, D.R.J. : Composite and Overlay Models in Numerical Analysis of Elasto-Plastic Continua, *Symposium on Foundations of Plasticity*, Noordhoff International Pub., 1972, pp.107-123.
2. 9. Hodge, P.G. : Discussions of [2.5], *Jour. of Applied Mechanics, Tran. ASME*, Sep. 1957, pp.481-484.
2. 10. Tanaka, M. : Large Deflection Analysis of Elasto-Plastic Circular Plate

- with Combined Isotropic and Kinematic Hardening, Ingenieur-Archiv, 41, 1972, pp.342-356.
2. 1 1. 山田稔、辻文三：鋼材の応力-ひずみ関係に関する研究、I：等方+移動硬化モデル、日本建築学会論文報告集、第270号、昭和53年8月、pp.17-22.
 2. 1 2. Yamada, M., Tsuji, B. and Murazumi, Y. : Elasto-Plastic Cyclic Horizontal Sway Behavior of Wide Flange Unit Rigid Frames Subjected to Constant Vertical Loads, IABSE Symposium, Lisboa, Sep. 1973, pp.151-156.
 2. 1 3. 中村恒善、鎌形修一、小坂都夫：非定常履歴単軸構成法則とその部材解析への適用、その1：応力-ひずみ経路のパターン分類と構成法則、日本建築学会論文報告集、第300号、昭和56年2月、pp.11-18.
 2. 1 4. 山田稔、辻文三：鋼材の応力-ひずみ関係(Ⅲ：等方硬化+移動硬化モデル) 日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和54年9月、pp.1173-1174.
 2. 1 5. 福地保長、土井康生、井崎征男：鋼材の繰返し履歴挙動に関する研究、日本建築学会論文報告集、第294号、昭和55年8月、pp.53-60.
 2. 1 6. Krieg, R.D. : A Practical Two Surface Plasticity Theory, Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME, Sep. 1975, pp.641-646.
 2. 1 7. Dafalias, Y.F. and Popov, E.P.: A Model of nonlinear Hardening Materials for Complex Loading, Acta Mechanica, Vol.21, 1975, pp.173-192.
 2. 1 8. Peterson, H. and Popov, E.P.: Constitutive Relation for Generalized Loading, Proc. ASCE, Vol.103, EM4, Aug. 1977, pp.611-627.
 2. 1 9. Popov, E.P. and Petersson, H.: Cyclic Metal Plasticity: Experiments and Theory, Proc. ASCE, Vol.104, EM6, Dec. 1978, pp.1371-1388.
 2. 2 0. Mröz, Z.: On the Description of Anisotropic Work-hardening, Jour. Mech. Phys. Solids, Vol.15, 1967, pp.163-175.
 2. 2 1. Mröz, Z.: An Attempt to Describe the Behavior of Metals under Cyclic Loading Using a More General Workhardening Model, Acta Mechanica, Vol. 7, 1969, pp.199-212.
 2. 2 2. Mröz, Z.: Hardening and Degradation Rules For Metals Under Monotonic and Cyclic Loading, Jour. of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, Vol.105, April 1983, pp.113-118.

2. 23. Tseng, N.T and Lee, G.C.: Simple Plasticity Model of Two-Surface Type, Proc. ASCE, Vol. 109, EM3, June 1983, pp. 795-810.
2. 24. 山田稔、辻文三、藤井重保、川中周一：鋼板の $\tau - \gamma$ 関係に関する研究（V：定変位振巾交番繰り返しせん断）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和53年9月、pp. 1179-1180.
2. 25. 岡島達雄、木村衛、鈴木敏郎、井崎征男：複合応力を受ける構造用金属材料の弾塑性性状、日本建築学会論文報告集、第240号、昭和51年2月、pp. 31-38.
2. 26. 藤本盛久、青木博文、他：構造用金属材料の力学的挙動に及ぼすひずみ履歴の影響（その1：引っ張りひずみ履歴の影響）、日本建築学会論文報告集、第253号、昭和52年3月、pp. 17-29.
- （その2：圧縮ひずみ履歴およびせん断ひずみ履歴の影響）、第254号、昭和52年4月、pp. 51-62.
- （その3：SM50Y, SM53B, A5083-0に関する実験）、第270号、昭和53年8月、pp. 23-34.
- （その4：ひずみ時効、バウシinger効果、降伏曲面の検討）、昭和53年10月、pp. 31-40.
2. 27. 山田稔、辻文三、大久保宏司：鋼板の $\tau - \gamma$ 関係に関する研究（VI：交番繰り返し載荷—SS41）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9月、pp. 1127-1128.
2. 28. Kato, B., Akiyama, H. and Yamanouchi, Y.: Predictable Properties of Material under Incremental Cyclic Loading, IABSE Symposium, Lisboa, Sep. 1973, pp. 119-124.

3章文献

3. 1. Inoue, K. and Ogawa, K.: Nonlinear Analysis of Strain Hardening Frames Subjected to Variable Repeated Loading, Technology Reports of Osaka Univ., Vol.24, Oct. 1974, pp.763-781.
3. 2. 藤本盛久、羽倉弘人：繰り返し荷重を受ける鉄骨断面の弾塑性解析に関する研究（第1報：断面の曲率変化について）、日本建築学会論文報告集、第111号、昭和40年11月、pp.10-17.
（第2報）、第121号、昭和41年3月、pp.14-18.
3. 3. 羽倉弘人：繰り返し荷重を受ける鉄骨断面の弾塑性解析に関する研究（第3報：Beam-Columnの漸増塑性限界荷重について）、日本建築学会論文報告集、第122号、昭和41年4月、pp.1-8.
（第4報：矩形断面部材に関する実験）、第125号、昭和41年7月、pp.8-12.
（第5報）、第133号、昭和42年3月、pp.18-24.
3. 4. 加藤勉、秋山宏、他：鋼構造部材の耐力（その1）日本建築学会論文報告集、第119号、昭和41年1月、pp.22-30.
（その4）、第151号、昭和43年9月、pp.15-20.
3. 5. Yamada, M., Shirakawa, K. et al.: Elasto-plastische Biegeformänderungen von Stahlstützen mit I-Querschnitt, Teil I: Einseitige Biegung unter konstanter Normalkrafteinwirkung, Der Stahlbau, H12, Dez. 1970, pp.353-363.
Teil II: Wechselseitig wiederholte Biegung unter konstanter Normalkrafteinwirkung, H3, März, 1971, pp.65-74.
3. 6. Yokoo, Y., Nakamura Tsuneyoshi and Komiyama, T.: Nonstationary Hysteretic Stress-strain Relations of Wide-Flange Steels and Moment-Curvature Relations under Presence of Axial Force, IABSE Symposium, LISBOA, Sep. 1973, pp.143-150.
3. 7. 五十嵐定義、松井千秋、吉村浩三、他：Inelastic Behavior of Structural Steel Sections under Alternative Loading (Part1: Method of Analysis and Examples)、日本建築学会論文報告集、第169号、昭和45年3月、pp.53-62.
(Part2: Final State of Resisting Moment and Experimental Study)

- 第170号、昭和45年4月、pp.39-50.
3. 8. Kaldjian, M.J.: Moment-Curvature of Beams as Ramberg-Osgood Functions, Proc. ASCE, Vol.93, ST5, 1967, PP.53-65.
3. 9. Sherbourne, A.N. and Krishnasamy, S.: Moment-Curvature Models under Revers Cyclic Straining, Exp. Mech., Vol.26, 1969, pp.36-40.
3. 10. 若林実、松井千秋、三谷勲：鉄骨ラーメンの弾塑性安定に関する実験的研究（その4：繰返し水平力を受けるH形鋼集合材）、日本建築学会論文報告集第195号、昭和47年5月、pp.25-38.
3. 11. Drucker, D.C.: Effect of Shear on the Plastic Bending of Beams, Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME, Dec. 1956, pp.509-514.
3. 12. Kloppel, K. U. Yamada, M.: Fließpolyeder des Rechteck- und I-Querschnitt unter Wirkung von Biegemoment, Normalkraft und Querkraft, Der Stahlbau, 27, 1958, pp.284-290.
3. 13. Hodge, P.G.Jr.: Interaction Curves for Shear and Bending of Plastic Beams, Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME, Sep. 1957, pp.453-456.
3. 14. Neal, B.G.: Effect of Shear and Normal Forces on the Fully Plastic Moment of a Beam with Rectangular Cross Section, Jour. of Applied Mechanics, Trans. ASME, June, 1961, pp.269-274.
3. 15. Heyman, J.: The Full Plastic Moment of an I-Beam in the Presence of Shear Force, Jour. Mech. Phys. Solids, Vol.18, 1970, pp.359-365.
3. 16. 日置興一郎、伊庭力：ラーメン接合部の塑性変形に関する研究、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和46年5月、pp.53-56.
3. 17. Fielding, D.J. and Huang, J.S.: Shear in Steel Beam-to-Column Connections, Welding Jour. Vol.50, No.7, 1971, pp.313-326.
3. 18. 加藤勉、中尾雅躬：H形鋼強軸交叉形パネルゾーン復元力特性評価法の一提案 日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和51年10月、pp.1243-1244.
3. 19. 田中尚：柱はり接合部必要パネル厚の計算式、日本建築学会論文報告集、第207号、昭和48年5月、pp.19-23.
3. 20. Krawinkler, H., Bertero, V.V. and Popov, E.P.: Shear Behavior of Steel Frame Joints, Proc. ASCE, ST11, Nov. 1975, pp.2317-2336.

3. 21. Eyre, D.G.: Inelastic Shear Deflection of Steel Beams, Proc. ASCE, ST10 Oct. 1973, pp.1985-1997.
3. 22. 加藤勉：水平力を受ける剛接ラーメンの柱、はり接合部（パネルゾーン）の設計式について、JSSC, Vol.5, No.40, 1969年4月, pp.40-44.
3. 23. 河野昭雄、牧野稔：中低層交角組みの耐震性に与える柱-はり接合部のせん断補強の効果について（その1：崩壊荷重係数と等価吸収エネルギー）、日本建築学会論文報告集、第319号、昭和57年9月、pp.11-22.
3. 24. Henning, A.: Berücksichtigung der Interaction bei der Traglastberechnung ebener Stahlrahmen, Der Stahlbau, 11, 1976, pp.247-351.
3. 25. 山田稔、辻文三、三村裕一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形状に関する研究（Ⅱ：解析-単調載荷）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和49年10月、pp.929-930.
（Ⅳ：解析-繰返し載荷）、昭和50年10月、pp.819-820.
3. 26. 田中尚、高梨晃一：プラスチックヒンジにおけるウェブ幅、フランジ幅の制限に関する研究（6）、日本建築学会論文報告集、第136号、昭和42年6月、pp.8-14.
3. 27. 木村衛、鈴木敏郎：St.Venantねじりの弾塑性挙動について、日本建築学会論文報告集、第237号、昭和50年11月、pp.67-75.
3. 28. Climenhaga, J.J. and Johnson, R.D.: Moment-Rotation Curves for Locally Buckling Beams, Proc. ASCE, ST6, June 1972, pp.1239-1254.
3. 29. 三谷勲、牧野稔、松井千秋：H形鋼柱の局部座屈後の変形状に関する解析的研究（その1：単調加力を受ける場合）、日本建築学会論文報告集、第296号、昭和55年10月、pp.37-48.
3. 30. 加藤勉、福地保長：板要素の変形能力について、日本建築学会論文報告集、第147号、昭和43年5月、pp.19-26.
3. 31. 川井忠彦、都井裕：レーレー・リッツ法による偏心荷重を受ける柱の弾塑性解析、日本鋼構造協会マトリックス構造解析研究発表会論文集、昭和50年6月、pp.65-70.
3. 32. 高梨晃一：H形鋼圧縮フランジの塑性座屈、第16回橋梁構造工学研究発表会論文集、1969年12月、pp.15-20.

3. 3 3. 辻文三：H形鋼フランジの局部座屈挙動に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和57年10月、pp.1911-1912.
3. 3 4. 辻文三：フランジの局部座屈を考慮したH形断面材の曲げモーメントー曲率関係、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和57年6 月、pp.209-212.
3. 3 5. 木村衛、鈴木敏郎：薄肉矩形断面材の弾塑性ねじり、日本建築学会論文報告集第166 号、昭和44年12月、pp.51-57.
3. 3 6. Yamada,M. and Tsuji,B.: Behavior of Hybrid Beam-Columns under Cyclic Loading, 10th Congress IABSE, Final Report, Tokyo, Sep. 1976, pp.325-328.
3. 3 7. 今井克彦、與田香二：局部座屈を伴う溶接H形鋼の曲げ実験（その2：繰り返し載荷実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和57年10月、pp.1945-1946.
3. 3 8. 松本芳紀、山田孝一郎：繰り返し荷重を受けるH形鋼部材の局部座屈後の耐力に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和57年10月、pp.1913-1914.

第4章 文献

4. 1. 加藤勉、秋山宏、他：鋼構造部材の耐力（その1）、日本建築学会論文報告集、第119号、昭和41年1月、pp.22-30.
（その2）、第149号、昭和43年7月、pp.17-24.
4. 2. 山田稔、白川潔：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性曲げ変形性状に関する研究（Ⅱ：交番繰り返し曲げ、曲げモーメントー曲率関係）、日本建築学会論文報告集、第141号、昭和42年11月、pp.29-35.
4. 3. 藤本盛久、羽倉弘人、松本芳紀：繰り返し荷重を受ける鋼構造物のひずみ硬化モデルを用いた弾塑性解析、日本建築学会論文報告集、第145号、昭和43年3月、pp.5-10.
4. 4. 坂本順、宮村篤典、渡辺雅生：鋼構造物におけるひずみ硬化現象について、日本建築学会論文報告集、第134号、昭和42年4月、pp.9-19.
4. 5. Tanabashi, R., Yokoo, Y. and Nakanura Tsuneyoshi : Load-Deflection Behaviors and Plastic Fatigue of Wide Flange Beams Subjected to Alternating Plastic Bending (Part III: Steady State Theory), Trans. AIJ, No.177, Nov. 1970, pp.35-46.
4. 6. Igarashi, S., Matsui, C., Yoshimura, K. and Matsumura, K.: Inelastic Behaviors of Structural Steel Sections under Alternative Loadings (1: Method of Analysis and Examples), Tran. AIJ, No.169, March 1970, pp.53-62.
4. 7. Climenhaga, J.J. and Johnson, R.P.: Moment-Rotation Curves for Locally Buckling Beams, Proc. ASCE, ST6, June 1972, pp.1239-1254.
4. 8. 三谷勲、牧野稔、松井千秋：H形鋼柱の局部座屈後の変形性状に関する解析的研究（その1：単調荷重を受ける場合）、日本建築学会論文報告集、第296号、昭和55年10月、pp.37-48.
（その2：繰り返し荷重を受ける場合）、第301号、昭和56年3月、pp.77-88.
4. 9. 加藤勉、秋山宏、帯容一：局部座屈を伴うH形断面材の変形、日本建築学会論文報告集、第257号、昭和52年7月、pp.49-58.
4. 10. 加藤勉、秋山宏、北沢進：局部座屈を伴う箱形断面材の変形、日本建築学会論文報告集、第268号、昭和53年6月、pp.71-76.

4. 1 1. 山田稔、辻文三、山口修一：軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性曲げ変形性状に関する研究、(VI)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和54年9月、pp.1077-1078.
- (VII)、昭和55年9月、pp.1167-1168.
- (VIII)、昭和56年9月、pp.2067-2068.
4. 1 2. 辻文三、西野孝仁、小河原信：H形鋼柱の弾塑性曲げ変形および崩壊性状に関する研究(Ⅰ)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1339-1340.
4. 1 3. Merchant,M.: The Failure Load of Rigid Jointed Frameworks as Influenced by Instability, The Structural Engr., Vol.32, July 1954, pp.185.
4. 1 4. Lay,M.G.: Flange Local Buckling in Wide Flange Shapes, Proc. ASCE, ST6 Dec. 1965, pp.95-116.
4. 1 5. 福地保長、小倉正憲：H形はりのフランジ局部座屈と履歴性状に関する研究、日本建築学会論文報告集、第228号、昭和50年2月、pp.65-71.
4. 1 6. Lay,M.G.: Yielding of Uniformly Loaded Steel Members, Proc. ASCE, ST6, Dec. 1965, pp.49-66.
4. 1 7. Haaijer,G.: Plate Buckling in the Strain-Hardening Range, Proc. ASCE, ST6, Dec. 1965, pp.49-66.
4. 1 8. Tien,Y.L. and Wang,S.T.: Local Buckling of Beams under Stress Gradient, Proc. ASCE, ST8, Aug. 1979, pp.1571-1588.
4. 1 9. 藤本盛久、和田章、彦根茂：板の弾塑性解析－形鋼の局部座屈解析－、日本鋼構造協会第9回大会研究集会、マトリックス構造解析研究発表会論文集、昭和50年6月、pp.221-226.
4. 2 0. 鈴木敏郎、金子洋文：有限要素法による部材構成板要素の座屈および座屈後の大変形解析、日本建築学会論文報告集、第316号、昭和57年6月、pp.9-17.
4. 2 1. Lukey,A.F. and Adams,P.F.: Rotation Capacity of Beams under Moment Gradient, Proc. ASCE, ST6, June 1969, pp.1173-1188.
4. 2 2. 牧野稔、松井千秋、三谷勲：H形鋼柱の局部座屈後の変形性状(その1：実験計画および実験結果)、日本建築学会論文報告集、第281号、昭和54年7月、pp.71-80.

- (その2:荷重-変形関係)、第286号、昭和54年12月、pp.23-28.
- (X)、昭和53年9月、pp.1369-1370.
- 4.23. Fielding,D.J. and Huang,J.S.: Shear in Beam-to-Column Connections, Welding Jour., Vol.50, No.7, 1971, pp.313-326.
- 4.24. 日置興一郎、伊庭力: ラーメン接合部の塑性変形に関する研究、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和46年5月、pp.53-56.
- 4.25. Krawinkler,H., Bertero,V.V. and Popov,E.P.: Shear Behavior of Steel Frame Joints, Proc. ASCE, ST11, Nov. 1975, pp.2317-2336.
- 4.26. Manheim,D. and Popov,E.P.: Plastic Shear Hinge in Steel Frames, Proc. ASCE, ST10, Oct. 1983, pp.2404-2419.
- 4.27. 山田稔、辻文三、三村裕一: 軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究(Ⅳ 実験-単調載荷)、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和50年6月、pp.181-184.
- 4.28. 加藤勉、中尾雅躬、刈込正美: 鋼構造パネルゾーンの復元力特性に関する研究(その1~その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和52年10月、pp.1191-1194.
- 4.29. 辻文三: H形鋼柱の弾塑性せん断変形性状に関する研究(Ⅰ: 単調載荷時の挙動)、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和58年6月、pp.197-200.
- (Ⅱ: 繰返し載荷時の挙動)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9月、pp.1333-1334.
- 4.30. 井上哲郎、秋山宏: H形断面短柱の塑性せん断変形、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和56年9月、pp.2085-2086.
- 4.31. 山田稔、辻文三、藤井重保: 軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性せん断変形に関する研究(Ⅸ)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和52年10月、pp.1407-1408.
- (X)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和53年9月、pp.1369-1370.
- 4.32. 辻文三、橋村徹: 軸圧を受けるH形鋼柱の弾塑性変形および崩壊性状に関する研究(Ⅰ)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9月、pp.1347-1348
- 4.33. 構造標準委員会鋼構造分科会: 筋違付骨組の弾塑性挙動について、日本建築学会論文報告集、第243号、昭和51年5月、pp.63-72.

4. 34. 二見秀雄、平野道勝：トラスはりの終局耐力ー「圧縮型」塑性関節ー、日本建築学会論文報告集、第66号、昭和35年10月、pp.541-544.
4. 35. Paris,P.C.: Limit Design of Columns, Jour. Aero. Sci., Vol.21, No.1, 1954, PP.43-49.
4. 36. 藤本盛久、瀬川輝夫、松本芳紀：繰返し荷重を受ける筋違付ラーメンの弾塑性解析、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和44年8月、pp1213-1214.
4. 37. Nonaka,T.: An Elastic-Plastic Analysis of a Bar Under Repeated Axial Loading, Int. Jour. Solids Structures, Vol.9, NO.9, 1973, pp.569-580.
4. 38. Nonaka, T.: Approximation of Yield Condition for the Hysteretic Behaviour of a Bar under Repeated Axial Loading, Int. Jour. Solids Structures, Vol.13, No.6, 1977, pp.637-643.
4. 39. Nonaka,T.: An Analysis of Large Deformation of an Elastic and Plastic Bar under Repeated Plastic Loading, Part I, Int. Jour. Mech. Sci., Vol.19, No.6, 1977, pp.619-627.
Part II, Vol.19, No.6, 1977, pp.631-638.
4. 40. Higginbotham,A.B. and Hanson,R.D.: Axial Hysteretic Behavior of Steel Members, Proc. ASCE, ST7, July 1976, pp.1365-1381.
4. 41. 五十嵐定義、井上一朗、木林長仁、浅野美次：筋違付き架構の復元力特性（その1：交番繰返し軸力を受ける筋違材の挙動）、日本建築学会論文報告集、第196号、昭和47年6月、pp.47-54.
4. 42. Inoue,K. and Ogawa,K.: Nonlinear Analysis of Strain Hardening Frames Subjected to Variable Repeated Loading, Technology Report of Osaka Univ., Vol.24, Oct. 1974, pp.763-781.
4. 43. 若林実、野中泰二郎、柴田道生：筋違材の座屈後の挙動に関する研究（その1）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和47年6月、pp.197-200.
（その2）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年9月、pp.1317-1318
（その3）、昭和48年10月、pp.1013-1014.
4. 44. Shibata,M.: Analysis of Elastic Plastic Behavior of a Steel Brace Subjected to Repeated Axial Force, Int. Jour. Solids Structures, Vol.18, No.3, 1982, pp.217-228.

4. 4 5. 松井千秋、三谷勲、妻鳥淳二：鉄骨圧縮筋違の弾塑性解析、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和46年11月、pp.365-366.
4. 4 6. 加藤勉、秋山宏：中心圧縮鋼柱の座屈後の挙動、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和46年11月、pp.375-376.
4. 4 7. 山田稔、辻文三：繰り返し軸力を受ける筋違材の弾塑性変形性状に関する研究 日本建築学会論文報告集、第205 号、昭和48年3 月、pp.31-35.
4. 4 8. 藤本盛久、和田章、白形和彦、小杉立：筋違付き鉄骨ラーメンの弾塑性解析に関する研究、日本建築学会論文報告集、第209 号、昭和48年7 月、pp.41-51.
4. 4 9. 重信恒雄、田中尚：繰り返し軸力を受ける鋼部材の復元力特性に関する研究、生産研究、26巻2 号、昭和49年2 月、pp.9-13.
4. 5 0. 山田稔、辻文三：バウシンガーモデル、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.969-970.
4. 5 1. 柴田道生、中村武、若林実：鉄骨筋違の履歴特性の定式化（その1：定式化関数の誘導）、日本建築学会論文報告集、第316 号、昭和57年6 月、pp.18-24.
4. 5 2. 柴田道生、若林実：鉄骨筋違の履歴特性の定式化（その2：応答解析への適用）、日本建築学会論文報告集、第320 号、昭和57年10月、pp.29-35.
4. 5 3. 若林実、野中泰二郎、小城修、山本昇：繰り返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する一実験、京都大学防災研究所年報、第14号A、昭和46年4 月、pp.371-381.
4. 5 4. 若林実、中村武、森野捷輔、吉田望、増田広見：繰り返し水平力を受ける鋼構造筋違の弾塑性性状に関する実験的研究（その1：H形断面筋違）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和49年10月、pp.969-970.
4. 5 5. Goel, S.C. and Astaneh-Asl, A.: Cyclic Behavior of Double Angle Bracing Members with Welded Connections, 8th WCEE, Vol.6, 1984, pp.241-248.
4. 5 6. 山田稔、辻文三、武田和久：繰り返し荷重を受ける鉄骨筋違付き骨組みの弾塑性変形性状に関する研究（I）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和45年9 月、pp.893-894.
（II）、昭和46年11月、pp.391-392.
4. 5 7. 辻文三、西野孝仁、塩雅裕：単一筋違材の弾塑性変形および崩壊性状に関する研究（I）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和58年9 月、pp.1429-1430

(11)、昭和59年10月、pp.1561-1562.

4. 5 8. 若林実、柴田道生、増田広見：材端で変形拘束を受ける筋違材の弾塑性性状に関する研究、京都大学防災研究所年報、第18号B、昭和50年4 月、pp.143-154.
4. 5 9. 山田稔、辻文三：材端が変形拘束された筋違材の座屈挙動、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9 月、pp.1393-1394.
4. 6 0. 辻文三、西野孝仁、浜口伸一：組み立て山形断面筋違材の弾塑性変形性状および崩壊性状に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.1295-1296.

第5章 文献

5. 1. Wakabayashi, M. and Tsuji, B.: Experimental Investigation on the Behavior of Frames with and without Bracing under Horizontal Loading, Bull. Disas. Prev. Res. Inst. Kyoto Univ., Vol.112, Jan. 1967, pp.81-94.
5. 2. 高橋康彦、岡田宏：鉄骨ブレース付ラーメンの実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和44年8月、pp.1199-1200.
5. 3. 藤本盛久、橋本篤秀、小杉立、北後寿、木村栄一、吉良昌也：繰り返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その2）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和46年11月、pp.397-398.
5. 4. 藤本盛久、橋本篤秀、北後寿、守谷一彦：繰り返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その4）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和47年10月、pp.1373-1374.
5. 5. 藤本盛久、橋本篤秀、北後寿、守谷一彦：繰り返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その8）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.1053-1054.
5. 6. 藤本盛久、橋本篤秀、北後寿、守谷一彦：繰り返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その10）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和49年10月、pp.971-972.
5. 7. Wakabayashi, M., Nakanura, T. and Yoshida, N.: Experimental Studies on the Elastic-Plastic Behavior of Braced Frames under Repeated Horizontal Loading Part 1, Bull. Disas. Prev. Res. Inst. Kyoto Univ., Vol.27, Part 3, No.251, Sep. 1977, pp.121-154.
5. 8. Wakabayashi, M., Nakanura, T. and Yoshida, N.: Experimental Studies on the Elastic-Plastic Behavior of Braced Frames under Repeated Horizontal Loading Part 2, Bull. Disas. Prev. Res. Inst. Kyoto Univ., Vol.29, Part 3, No.264, March 1980, pp.99-127.
5. 9. Wakabayashi, M., Nakanura, T. and Yoshida, N.: Experimental Studies on the Elastic-Plastic Behavior of Braced Frames under Repeated Horizontal Loading Part 3, Bull. Disas. Prev. Res. Inst. Kyoto Univ., Vol.29, Part 4,

No.266, March 1980, pp.143-164.

5. 10. 加藤勉、秋山宏、福田俊文：鋼構造K型筋違付骨組に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和51年10月、pp.1121-1122.
5. 11. 加藤勉、秋山宏：鋼構造筋違付骨組の復元力特性、日本建築学会論文報告集、第206号、昭和52年10月、pp.99-108.
5. 12. 加藤勉、森田耕次、田沼吉伸、高橋良明：筋違付骨組の挙動に与える筋連接合部の影響に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9月、pp.1293-1294.
5. 13. Gugerli, H. and Goel, S.C.: Large Scale Tests for the Hysteresis Behavior of Inclined Bracing Members, Proc. 7WCEE, Istanbul, Jan. 1980 Vol.7, pp.87-94.
5. 14. Maison, B. and Popov, E.P.: Cyclic Response Prediction for Steel Frames, Proc. ASCE, Vol.106, ST7, July 1980, pp.1401-1416.
5. 15. Popov, E.P., Mahin, S.A. and Zayas, V.A.: Inelastic Cyclic Behavior of Tubular Braced Frames, Proc. ASCE, Vol.106, ST12, Dec. 1980, pp.2375-2390.
5. 16. Yamada, M. Tsuji, B. and Murazumi, Y.: Elasto-Plastic Cyclic Horizontal Sway Behavior of Wide Flange Unit Rigid Frames Subjected to Constant Vertical Loads, IABSE Symposium, Lisboa, Sep. 1973, pp.151-156.
5. 17. Yamada, M. Tsuji, B. and Nakanishi, S.: Elasto-Plastic Behavior of Braced Frames under Cyclic Horizontal Loading, Proc. 6WCEE, Vol. III, 1977, pp.2778-2784.
5. 18. 山田稔、辻文三：材端が変形拘束された筋違材の座屈挙動、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9月、pp.1393-1394.
5. 19. 山田稔、辻文三、浅川浩司：軸圧を受けるH形鋼単位ラーメンの弱軸曲げ弾塑性変形性状に関する研究（IV：定変位振巾交番繰り返し載荷）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6月、pp.357-360.
5. 20. 山田稔、辻文三、椿本幸雄：軸圧を受ける筋違付H形鋼単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅲ：定変位、漸増変位振巾交番繰り返し水平荷重載荷）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6月、pp.425-428.

5. 2 1. 山田稔、辻文三、前場知之：軸圧を受ける筋違付H形鋼単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅰ：定変位振巾交番繰り返し水平荷重載荷）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和56年6 月、pp.429-432.
5. 2 2. 山田稔、辻文三、溝口義章：軸圧を受ける筋違付H形鋼単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅴ）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和57年6 月、pp.261-264.
5. 2 3. Yamada,M., Tsuji,B. and Tsubakimoto,M.: Elasto-Plastic and Collapse Behavior of Braced Frames, Proc. 8WCEE. Vol.VI, 1984, pp.273-280.
5. 2 4. 加藤勉、田中淳夫、森田耕次他：軸組筋連接合部に関する実験的研究（その1．実験計画）、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和55年9 月、pp.1282-1284.
- （その2．山形鋼筋連接合部（1））、昭和55年9 月、pp.1285-1286.
- （その3．山形鋼筋連接合部（2））、昭和55年9 月、pp.1287-1288.
- （その4．カットT形鋼筋連接合部）、昭和55年9 月、pp.1289-1290.
- （その5．山形鋼筋連接合部（3））、昭和56年9 月、pp.1813-1814.

謝辞

本研究をまとめるに当たり、多数の方々の御指導、御協力を得ました。

浅学、非才な筆者に研究者としての道を与えて下さいましたのは、恩師京都大学教授・若林実先生であります。若林研究室に在籍させて頂いた6年間、先生には終始変わらぬご指導と、家族の一員のごとき暖かい励ましを賜りました。また京都大学教授・野中泰二郎先生には、ともすれば易につきがちである筆者に研究の厳しさを教えて頂きました。神戸大学教授・山田稔先生には、本研究の大半の研究指導者として、高い立場から、終始変わらぬご指導、ご鞭撻を賜りました。ご指導頂きました諸先生に、ここに心から厚くお礼申し上げます。

若林研究室の同窓であります、九州大学教授・松井千秋先輩、京都大学助教授・中村武、大阪工業大学助教授・南宏一、柴田道生、三重大大学教授・森野捷輔、の各氏 および神戸大学助教授・河村広、富田佳宏（機械）氏には、本研究を進めるに当たって、多くの御討論、御助言を頂きました。心から感謝の意を表させていただきます。

また本研究の実験、解析の一部について、神戸大学山田研究室ならびに環境計画学科第2講座の大学院生ならびに卒業研究生の協力を得ました。また神戸大学技官・西野孝仁君には、実験ならびにグラフの整理に協力して頂きました。ここに記してお礼申し上げます。

